

**Die Eignung der Blasensäule
zur Beheizung von offenen
Metallschmelzen – dargestellt am
Beispiel der Badverzinkung**

**Dem Fachbereich Ingenieurwissenschaften
der Universität Erlangen-Nürnberg**

**zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur**

**vorgelegt von
Horst Kreikenbaum
Erlangen, 1977**

**Die Eignung der Blasensäule
zur Beheizung von offenen
Metallschmelzen – dargestellt am
Beispiel der Badverzinkung**

**Dem Fachbereich Ingenieurwissenschaften
der Universität Erlangen-Nürnberg**

**zur Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur**

**vorgelegt von
Horst Kreikenbaum
Erlangen, 1977**



Als Dissertation genehmigt vom
Fachbereich Ingenieurwissenschaften
der Universität Erlangen-Nürnberg

Tag der Einreichung: 4. Juli 1977

Tag der Promotion: 20. Oktober 1977

Dekan: Prof. Dr. rer.nat. H.-J. Schneider

Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. E. Klapp
Prof. Dr. rer.nat. U. Zwicker

Die vorliegende Arbeit wurde am Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der Technischen Universität Clausthal sowie am Lehrstuhl für Apparatechnik und Anlagenbau der Universität Erlangen-Nürnberg unter der Leitung von o. Prof. Dr.-Ing. E. Klapp durchgeführt.

Herrn Prof. Dr.-Ing. E. Klapp danke ich für die gebotene Möglichkeit zur Durchführung dieser Arbeit sowie für seine großzügige Unterstützung, sein stetes Interesse und wertvolle Anregungen und Aussprachen.

Mein Dank gilt weiterhin Herrn o. Prof. Dr. rer.nat. U. Zwicker für die Übernahme des Korreferates und für das Interesse, das er der Arbeit entgegengebracht hat.

Ferner gilt mein Dank der Siegenger AG, Geisweid, die das Vorhaben an der Technischen Universität Clausthal durch Personal- und Sachmittel, an der Universität Erlangen-Nürnberg durch Versuchseinrichtungen unterstützte und im besonderen Maß den Mitarbeitern am Institut, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Erlangen, September 1977



Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41548225_0048

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. Einleitung und Problemstellung	1
1.1 Metallurgische Probleme, Kesselstandzeit	1
1.2 Verfahrensmerkmale direkter und indirekter Beheizung	2
1.3 Zielsetzung	4
2. Druckverluste und Energiebilanz Blasensäulen-beheizter Verzinkungswannen	6
2.1 Druckverluste in Blasensäulen	6
2.2 Wärmebilanz einer mit Inertgas beheizten Verzinkungswanne	11
2.3 Metaldampfverluste	17
3. Beschreibung der Versuchsaufbauten	22
3.1 Kaltmodell, Maßstab 1:1	22
3.2 Kaltmodell, Maßstab 1:4	24
3.3 Heißmodell	26
3.3.1 Apparativer Aufbau der Gesamtanlage	27
3.3.2 Versuchswanne mit Einbauten	28
3.3.3 Beheizungssysteme	29
3.3.4 Vorwärm- und Kühlvorrichtungen	30
3.3.5 Abscheidevorrichtungen	31
3.3.6 Gasverdichtung	33
3.3.7 Kreislauf- und Inertisierungseinrichtungen	34
3.3.8 Regelungssysteme	36
4. Meßtechniken	40
4.1 Kaltmodelle	40
4.1.1 Durchfluß und Leckratenmengenmessung	40
4.1.2 Untersuchung von räumlichen Strömungsfeldern mit dem Lichtschnittverfahren	41
4.2 Heißmodell	43
4.2.1 Messung der Eindüsungsmenge	44
4.2.2 Messung der O ₂ -Konzentration im Kreislauf	45
4.2.3 Messung der Temperaturen im Gesamtsystem	46
4.2.4 Messung der Temperaturgradienten im Bad	46
4.2.5 Leckratenmessung	47

	Seite
5. Versuchsdurchführung und Diskussion der Versuchsergebnisse	49
5.1 Kaltmodell im Maßstab 1:1	49
5.1.1 Strömungsbilder der Trennwandgeometrien I bis IV (Versuche 1 bis 9)	49
5.1.2 Strömungsbilder der Trennwandgeometrien V und VI (Versuche 10 bis 12)	50
5.1.3 Strömungsbilder der Trennwandgeometrien VII bis X (Versuche 13 bis 20)	52
5.1.4 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse am Kaltmodell im Maßstab 1:1	53
5.2 Kaltmodell im Maßstab 1/4	54
5.2.1 Eindüsungsgeometrie Aa	57
5.2.2 Eindüsungsgeometrie Ab	58
5.2.3 Eindüsungsgeometrie Ac	58
5.2.4 Eindüsungsgeometrie Ad	59
5.2.5 Der Einfluß einer unterschiedlichen Höhe der Gesamtgeometrie in der Wanne, Eindüsungsgeometrie Bd	60
5.2.6 Zusammenfassung der Versuchsergebnisse am Kaltmodell im Maßstab 1:4	60
6. Versuchsdurchführung am Heißmodell	61
6.1 Apparative Voraussetzungen	61
6.2 Durchführung der Heißversuche	66
7. Diskussion der Versuchsergebnisse	68
7.1 Übertragbarkeit der Ergebnisse der Kaltversuche auf das Heißmodell	68
7.2 Abschätzung der Größe von Leitung und Konvektion bei der Auskopplung der Wärme aus dem Begasungsraum	70
7.3 Zur Emulsionsbildung in Blasensäulen-beheizten Verzinkungswannen	72
7.4 Einfluß von Eindüsungstiefe, Inertgas-Volumenstrom und relativer Höhendifferenz Δh auf den Wärmeaustausch und die Emulsionsbildung	78
7.5 Werkstofftechnische Anforderungen an die Eindüsungsapparatur	85
8. Zusammenfassung	88
9. Verwendete Formelzeichen	91
10. Literaturverzeichnis	94
11. Bilder und Tabellen	99

1. EINLEITUNG UND PROBLEMSTELLUNG

Das Feuerverzinken hat sich als gutes Korrosionsschutzverfahren von Stählen mit niedrigem Kohlenstoff- und Siliziumgehalt seit Jahrzehnten bewährt. Bei höherfesten modernen Massenbaustählen, die beruhigt vergossen werden und somit gegenüber früher üblichen Baustählen höhere C- und Si-Gehalte aufweisen, treten jedoch metallurgische und verfahrenstechnische Probleme auf, die zur Einführung in die Problematik im folgenden zunächst erläutert werden.

1.1 METALLURGISCHE PROBLEME, KESSELSTANDZEIT

Erhöhte C- und Si-Anteile im Stahl bewirken neben der bestehenden Abhängigkeit von Temperatur und Zeit einen Anstieg der Eisenverluste bei der Verzinkung [1], der bei etwa 0,88 % C und 1,5 % Si sein Maximum erreicht und mit weiter ansteigenden C- und Si-Gehalten wieder abfällt, Bild 1.1. Der Eisenverlust führt zu Hartzinkbildung, einer homogenen Legierungsphase mit 6 bis 6,2 % Fe und dem Rest Zn, deren äußerste Schicht bevorzugt in das Bad abgeschwemmt wird, sich infolge höherer Dichte auf dem Boden der Wanne absetzt und dort von Zeit zu Zeit mechanisch entfernt werden muß [2]. Experimentelle Untersuchungen [3 bis 12] haben weiter ergeben, daß der Einfluß der Badtemperatur auf die Hartzinkbildung bei sehr vielen Legierungszusätzen wie auch bei technisch reinem Eisen zwischen 460 und 530 °C einen steilen Anstieg aufweist und bei ca. 500 °C Höchstwerte erreicht. Bei Temperaturen oberhalb von 540 °C liegen die Eisenverluste dagegen nicht wesentlich über denen, die bei 440 °C auftreten, Bild 1.2.

Aus Gründen des Eisenverlustes - verbunden mit vermehrtem Hartzinkanfall - kommen daher lediglich eine Niedertemperatur-Verzinkung bei ca. 440 °C oder eine Hochtemperatur-Verzinkung oberhalb von ca. 540 °C in Betracht. Bemühungen, die vermehrte Hartzinkbildung durch Legierungszuschläge des Stahls zu vermindern [13], erscheinen z.Zt. aus wirtschaftlichen Gründen noch wenig praktikabel. Bei der Hochtemperaturverzinkung kann als Vorteil gewertet werden, daß sich gegenüber der bisher üblichen Verzinkungstemperatur dünnere Überzüge erzielen lassen, ohne daß aus diesem Grunde hierbei mit Aluminiumzuschlägen zur Schmelze gearbeitet werden muß. Dagegen ergeben sich bei bisher üblichen Beheizungsverfahren durch die Seitenflächen der metallischen Kesselwandung aufgrund höherer thermischer und korrosiver Beanspruchungen wesentlich geringere, die Wirtschaftlichkeit beeinträchtigende Kesselstandzeiten.

Eine der Hauptaufgaben bei der Entwicklung von Systemen zur Hochtemperatur-Feuerverzinkung besteht daher darin, Beheizungssysteme zu entwickeln und zu untersuchen, die bei größerer Lebensdauer der Wanne eine wirtschaftliche Bereitstellung der Verfahrenswärme gewährleisten.

1.2 VERFAHRENSMERKMALE DIREKTER UND INDIREKTER BEHEIZUNG

Bei der Beheizung von Schmelzwannen kann nach direkten und indirekten Verfahren zur Wärmezufuhr unterschieden werden.

Bei indirekten Beheizungsverfahren wird die für das Verfahren erforderliche Wärme durch die Wannenwandung

einggebracht, die demzufolge eine höhere mittlere Temperatur besitzt als das Bad. Die meisten Zinkwannen herkömmlicher Bauart arbeiten mit diesem Erwärmungsprinzip, Bild 1.3 links. Üblich ist z.B. eine seitliche Beheizung mit Gas- oder Ölbrennern, aber auch Beheizungsverfahren mittels umgepumpter Wärmeträger befinden sich in der Entwicklung. Die Wärme wird dann von der Innenseite der Kesselwandung durch Leitung und freie Konvektion an das Flüssigmetallbad übertragen, wobei sich infolge guter Übertragungseigenschaften nur geringe Temperaturdifferenzen zwischen Kesselwandinnenseite und Schmelze einstellen. Bei Beheizungen mit Brennern sind jedoch große Temperaturdifferenzen zwischen Verbrennungsgas und Kesselwand festzustellen, was in der Regel auch hohe Abgasverluste bedingt.

Demgegenüber wird bei direkten Beheizungsverfahren die Verfahrenswärme direkt, d.h. ohne Zwischenwandungen von der Wärmequelle an das aufzuwärmende Medium abgegeben. Als Beispiel seien außer der hier behandelten Beheizung mittels Blasensäule die Strahlungs-, Induktions- und Lichtbogenheizverfahren genannt. Bei direkten Heizungssystemen liegt die Badtemperatur über der Wandungstemperatur, Bild 1.3, rechts.

Da ferner bei direkten Heizungssystemen durch die Wandung keine Wärme transportiert werden muß und somit die Funktionen Systembegrenzung, Isolierung und Wärmeübertragung getrennt sind, ergeben sich für direkte Beheizungsverfahren verfahrenstechnische wie auch konstruktive Vorteile. Bei indirekter Beheizung besteht die Forderung hoher Wärmeleitfähigkeit des Wannenmaterials, die praktisch nur durch metallische Werkstoffe erfüllt werden kann; niedrige Lebensdauer und Korrosionsangriff sind dabei nachteilig. Bei direkten Behei-

zungssystemen besteht dagegen die Forderung geringer Wärmedurchleitung durch die Wannenwandung, die durch niedrige Wärmeleitfähigkeit des Wannenwerkstoffes und gute Dämmeigenschaften zu erzielen ist. Die Wannenwandungen können aus keramischen Werkstoffen hergestellt und von außen isoliert werden, so daß die Wärmeverluste der Wannenwandung an die Umgebung vernachlässigbar gering sind. Eine prinzipielle Gegenüberstellung des Energiebedarfs bei direkter und indirekter Beheizung ist in Bild 1.4 [14] dargestellt.

Bei der hier bearbeiteten Problemstellung wird ein Zinkkessel betrachtet, der nach dem Blasensäulenprinzip mit im Kreislauf geführtem, heißen Inertgas (N_2) direkt beheizt wird. Neben dem Vorzug des guten Wärmeübergangs zwischen Gasblasen und der umgebenden Flüssigkeit bietet ein derartiges Beheizungsverfahren [15, 16] ebenso wie bei induktiv beheizten Kesseln die Möglichkeit, bei entsprechender geometrischer Gestaltung durch Mammutpumpenwirkung der Blasensäule eine Badzirkulation hervorzurufen und dadurch ein Aussedimentieren des anfallenden Hartzinks zu verhindern. Die Zink-Eisen-Legierungspartikel könnten dann zum Großteil, wie bei induktiv beheizten Bandverzinkungsanlagen, mit dem Verzinkungsgut ausgetragen werden.

1.3 ZIELSETZUNG

Ziel der Untersuchungen ist die Entwicklung eines Badverzinkungsverfahrens mit direkter Wärmezufuhr im halb-offenen Kreislauf. Das System wird als halboffen bezeichnet, da es bezüglich des für die Oberflächenbehandlung erforderlichen, freien Flüssigmetallspiegels offen, im Hinblick auf den im Kreislauf geführten, als

Wärmeträger dienenden Inertgasstrom dagegen geschlossen ist.

Hauptgesichtspunkt ist dabei die Entwicklung einer hinsichtlich Badumwälzung, Druckverlust und Inertgas-Leckrate optimalen Trennwandgeometrie zwischen Beheizungs- und Betriebsraum. Die Leckrate ist derjenige Anteil des insgesamt je Zeiteinheit einge-
düsten Inertgasvolumens, der im stationären Betrieb vom Beheizungsraum über den Arbeitsraum an die Umgebung entweicht und demzufolge an anderer Stelle in den Kreislauf nachgespeist werden muß.

2. DRUCKVERLUSTE UND ENERGIEBILANZ BLASENSÄULEN-BEHEIZTER

VERZINKUNGSWANNEN

In den folgenden Abschnitten werden die zur Beurteilung einer Blasensäule erforderlichen theoretischen Grundlagen mitgeteilt. Hierbei wird die Berechnung des Druckverlustes angegeben und eine Energiebilanz des Verfahrens vorgenommen. Es wird eine Beziehung für den dampfförmig mit dem Inertgas ausgetragenen Zinkmassenstrom abgeleitet.

2.1 DRUCKVERLUSTE IN BLASENSÄULEN

Der Gesamtdruckverluste Δp_{ges} eines in eine Blasensäule eingeleiteten Gasstromes setzt sich additiv aus dem hydrostatischen Druckverlust Δp_{st} der Blasensäule, dem Druckverlust an der Eindüsung Δp_t und dem Druckverlust bei der Blasenbildung Δp_b zusammen:

$$\Delta p_{\text{ges}} = \Delta p_{\text{st}} + \Delta p_t + \Delta p_b \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-1)$$

Der hydrostatische Druckverlust der Blasensäule ergibt sich nach [17] zu

$$\Delta p_{\text{st}} = \rho_{\text{Zn}} \cdot g \cdot h_{\text{Zn}} \cdot \left[1 + \frac{\rho_{\text{N}_2}}{\rho_{\text{Zn}}} \left(\frac{h_{\text{B}}}{h_{\text{Zn}}} - 1 \right) \right] \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-2)$$

Diese Beziehung vereinfacht sich infolge sehr großer Dichteunterschiede zwischen Inertgas und Flüssigmetall

$$\rho_{\text{N}_2} \ll \rho_{\text{Zn}} \quad (2.-3)$$

in sehr guter Näherung zu

$$\Delta p_{\text{st}} = \rho_{\text{Zn}} \cdot g \cdot h_{\text{Zn}} \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-4)$$

Der Druckverlust an der Eindüsung, Δp_t , wird auch als trockener Druckverlust (Index t) bezeichnet, da er an der nicht eingetauchten Eindüsung gemessen wird. Er setzt sich aus dem Druckverlust $\Delta p_{t,k}$ im Einlauf der Düse, aus dem Reibungsdruckverlust $\Delta p_{t,r}$ im Düsenkanal und aus dem Druckverlust am Auslauf infolge Querschnittserweiterung $\Delta p_{t,l}$ zusammen.

$$\Delta p_t = \Delta p_{t,k} + \Delta p_{t,r} + \Delta p_{t,l} \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-5)$$

Sind $\zeta_{t,k}$, $\zeta_{t,r}$ und $\zeta_{t,l}$ die den Druckverlusten entsprechende Widerstandsbeiwerte und werden die Dichten und Strömungsgeschwindigkeiten ebenfalls entsprechend der Druckverlustart indiziert, so ergibt sich der insgesamt auftretende trockene Druckverlust an der Eindüsung, Δp_t , zu

$$\Delta p_t = \zeta_{t,k} \cdot \frac{\rho_{N_2,t,k}}{2} \cdot \bar{w}_{N_2,t,k}^2 + \zeta_{t,r} \cdot \frac{\rho_{N_2,t,r}}{2} \cdot \bar{w}_{N_2,t,r}^2 + \zeta_{t,l} \cdot \frac{\rho_{N_2,t,l}}{2} \cdot \bar{w}_{N_2,t,l}^2 \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-6)$$

Für den hier vorliegenden Fall, daß der trockene Druckverlust in der Düse Δp_t sehr viel kleiner als der mittlere Absolutdruck p_{abs} im System ist:

$$\Delta p_t \ll p_{\text{abs}} \quad \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right] \quad (2.-7)$$

kann in Gl. (2.-6) in guter Näherung an der Eindüsungsgeschwindigkeit mit einer mittleren Gasdichte $\bar{\rho}_{N_2}$ und mit einer mittleren Strömungsgeschwindigkeit $\bar{w}_{N_2,d}$ in den Düsen gerechnet werden. Faßt man außerdem die Widerstandsbeiwerte in der Form

$$\zeta_t = \zeta_{t,k} + \zeta_{t,r} + \zeta_{t,l} \quad \left[- \right] \quad (2.-8)$$

zusammen, so ergibt sich für den trockenen Druckverlust die einfachere Beziehung

$$\Delta p_t = \zeta_t \cdot \frac{\bar{\rho}_{N_2}}{2} \cdot \bar{w}_{N_2,d}^2 \quad [N/m^2] \quad (2.-9)$$

Die einzelnen Widerstandsbeiwerte ergeben sich wie folgt:

Für den Widerstandsbeiwert infolge Kontraktion $\zeta_{t,k}$ nach [18]:

$$\zeta_{t,k} = \frac{1}{0,55 + 0,25 \frac{d}{t}} - 1 \quad [---] \quad (2.-10)$$

Gl. (2.-10) gilt für Siebböden mit der Teilung t und einem Bohrungsdurchmesser d .

Für den Widerstandsbeiwert infolge Reibung $\zeta_{t,r}$ gilt nach [19]:

$$\zeta_{t,r} = \frac{100}{K_s} \quad [---] \quad (2.-11)$$

Darin ist die Siebbodenzahl K_s nach [17] in der Form

$$K_s = Re_d \cdot \left(\frac{d}{s}\right) \cdot \left(\frac{s}{t}\right)^{0,7} \cdot z^{0,25} \quad [---] \quad (2.-12)$$

mit s als Bodendicke, t als Teilung, d als Bohrungsdurchmesser und z als Anzahl der Bohrungen eine Funktion von der Reynolds-Zahl in den Düsen

$$Re_d = \frac{d \cdot \bar{w}_{N_2,d}}{v_{N_2}} \quad [---] \quad (2.-13)$$

Für den Widerstandsbeiwert durch Querschnittserweiterung $\zeta_{t,1}$ gilt nach [18]:

$$\zeta_{t,1} = \left(1 - \frac{0,907 \cdot d^2}{t^2}\right)^2 \quad [20] \quad (2.-14)$$

Außerdem wird nach [20] eine alle drei Anteile in geschlossener Form enthaltende, empirische Gleichung in der Form

$$\zeta_t = 1,7 + \frac{120 \cdot s}{Re_d \cdot d} \quad [20] \quad (2.-15)$$

angegeben.

Der Druckverlust infolge Blasenbildung erfaßt die durch die Oberflächenspannung zwischen Gas, Kontinuum und Düsenrand beim Blasenbildungsvorgang auftretenden dissipativen Effekte. Auch die kinetische Energie, die bei Blasen mit innerer Zirkulation zur Schwingung von Blasen und beim Strahlgasen zur Oberflächenvergrößerung (Blasenzerfall) aufgebracht wird, bildet einen Anteil dieses Druckverlustes.

Bei der Betrachtung ist daher eine Unterscheidung in Blasen mit nur teilweise ausgebildeter innerer Zirkulation, deren Konturen noch nichtschwingen, und solche Blasen erforderlich, deren innere Zirkulation voll ausgebildet ist und die schwingende Phasengrenzflächen aufweisen¹⁾.

Nach [17] wird für das System Luft-Wasser diese Grenze allein durch die Größe der Weber-Zahl

$$We = \frac{\bar{w}^2 L_d \cdot \rho_{H_2O}}{\sigma_{H_2O}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_{H_2O}}{\rho_{H_2O} \cdot g}} = 3,6 \quad [22] \quad (2.-16)$$

1) Vergleiche hierzu [22] Bild 10.11.5. Linienzug ABCDE. ABC entspricht - hier am System Luft-Wasser dargestellt - dem Stokes'schen Bereich AB und dem Bereich mit nicht voll ausgebildeter innerer Zirkulation, BC. Dagegen liegen in den Bereichen CD schwingende Blasen mit voll ausgebildeter innerer Zirkulation und zwischen D und E Strahlgasen mit Blasenzerfall vor.

angegeben. Nach [21] erscheint jedoch eine Beurteilung mit Hilfe der Flüssigkeitskonstante C sinnvoller, da hiermit alle möglichen Systeme mit unterschiedlichsten Stoffwerten erfaßt werden. C ist definiert zu

$$C = Re^4 \cdot Fr \cdot We^{-3} = \frac{\rho \cdot \sigma^3}{g \cdot \eta^4} \quad [21] \quad (2.-17)$$

Für $C > 10^9$ beginnen hiernach Schwingungen bei $We \approx 3,18$, für den Bereich $10^4 < C < 10^9$ ergibt sich eine Abhängigkeit von der Re-Zahl. Schwingungen bilden sich ab $Re \approx 202$.

Die Re-Zahl wird in Zusammenhang mit Gl. (2.-17) mit dem mittleren Blasendurchmesser volumengleicher Kugeln gebildet. Aus der unteren Grenze $C \approx 10^4$ ist ersichtlich, daß bei hochviskosen Flüssigkeiten mit geringen Werten der Flüssigkeitskonstante infolge hoher Viskosität keine Blasenschwingungen auftreten.

Der Druckverlust wird auf den dynamischen Druck in einem Eindüsungskanal bezogen. Er ergibt sich mit der dort auftretenden, mittleren Gasgeschwindigkeit zu

$$\Delta p_b = \zeta_b \cdot \frac{\rho_{N_2}}{2} \cdot \bar{w}_{N_2,d}^2 \quad [N/m^2] \quad (2.-18)$$

Für den Widerstandsbeiwert ζ_b ergibt sich

$$\zeta_b = \frac{4,2}{We^{1,12}} \quad [21] \quad (2.-19)$$

im Stokes'schen Bereich sowie im Bereich mit nicht voll ausgebildeter innerer Zirkulation, und zu

$$\zeta_b = \frac{2,85}{We^{0,855}} \quad [21] \quad (2.-20)$$

im höher turbulenten Bereich. Hierbei sind die We- und Re-Zahlen als Kriterien der Bereichsbeurteilung zu kontrollieren.

Der Gesamtdruckverlust ergibt sich dann zu

$$\Delta p_{\text{ges}} = w_{N_2,d}^2 \cdot \frac{\rho_{N_2,d}}{2} (\zeta_t + \zeta_b) + \rho_{Zn} \cdot g \cdot h_{Zn} \quad \left[\frac{N}{m^2} \right] \quad (2.-21)$$

Aus Gl. (2.-21) ist ersichtlich, daß bei großen Durchsätzen und geringen Eindüsungstiefen der Druckverlust infolge Blasenbildung und der trockene Druckverlust überwiegen (z.B. Bodenkolonnen in der Chemie). Bei großen Eindüsungstiefen h und hohen Dichten der Flüssigkeit treten jedoch auch Fälle auf, bei denen die dynamischen Druckverluste weniger als 10 % des Gesamtdruckverlustes betragen [23, 24]. Bei dem hier untersuchten System muß zur Erzielung eines guten Wärmeübergangs mit Eindüsungstiefen von $0,3 < h < 0,5$ m bei hohen Gasdurchsätzen gearbeitet werden. Mit Hilfe einer entsprechenden Eindüsungsgestaltung, die viele große Bohrungen vorsieht und damit nur eine geringfügige Querschnittsverminderung der Strömung sowie geringe Druckverluste im Eindüsungsteil bewirkt, können wie in [23, 24] die dynamischen Druckverluste gegenüber den statischen Druckverlusten klein gehalten werden.

2.2 WÄRMEBILANZ EINER MIT INERTGAS BEHEIZTEN VERZINKUNGS- WANNE

Bei der Ermittlung des Wärmebedarfs der Wanne finden die folgenden Wärmeverluste und -beträge Berücksichtigung:

- A) Konvektionsverluste der Wände
- B) Strahlungsverluste der Wände
- C) Strahlungsverluste des freien Metallspiegels
- D) Aufheiz-"Verluste" an das Verzinkungsgut.

Die Konvektionsverluste des Metallspiegels und des Wannenbodens bleiben unberücksichtigt, da es sich um horizontale Flächen mit freier Konvektion handelt, deren Verluste demzufolge nur von geringer Größe gegenüber den anderen Verlusten sind.

A) Bei den Verlusten, die durch freie Konvektion der Umgebungsluft an den vertikalen Wänden der Wanne entstehen, muß zwischen den Fällen laminarer und turbulenter Konvektion unterschieden werden.

Laminare Konvektion liegt vor, wenn das Produkt aus der Grashof-Kennzahl (Gr) und der Prandtl-Kennzahl (Pr)

$$Gr \cdot Pr < 10^9 \quad [\text{---}] \quad (2.-22)$$

ist. Die Nußelt-Zahl für den laminaren Bereich, Nu_{lam} , läßt sich dann ermitteln zu

$$Nu_{lam} = 0,517 \cdot (Gr \cdot Pr)^{1/4} \quad [\text{---}] \quad (2.-23)$$

Für den Fall turbulenter freier Konvektion, der vorliegt, wenn

$$Gr \cdot Pr \geq 10^9 \quad [\text{---}] \quad (2.-24)$$

ist, ergibt sich die Nußelt-Zahl zu

$$Nu_{tur} = 1,13 \cdot (Gr \cdot Pr^2)^{1/4} \quad [] \quad (2.-25)$$

Die Grashof-Zahl, die mit der Höhe der Wannenaußenwand H als charakteristischer Länge gebildet wird, ergibt sich zu

$$Gr = \frac{\beta \cdot (T_o - T_u) \cdot H^3 \cdot \rho^2 \cdot g}{\eta^2} \quad [] \quad (2.-26)$$

Darin sind:

- $\beta \quad [K^{-1}]$ der thermische Ausdehnungskoeffizient der Luft,
 $T_o \quad [K]$ die Oberflächentemperatur der Wand,
 $T_u \quad [K]$ die Umgebungstemperatur,
 $H \quad [m]$ Höhe der Wannenaußenwand,
 $\rho \quad [kg/m^3]$ die mittlere Dichte der Luft,
 $g \quad [m/s^2]$ die Erdbeschleunigung und
 $\eta \quad [kg/m \cdot s]$ die dynamische Viskosität der Luft.

Die Prandtl-Zahl ergibt sich zu

$$Pr = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda} \quad [] \quad (2.-27)$$

wobei $c_p \quad [kJ/kgK]$ die spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck und

$\lambda \quad [W/mK]$ die Wärmeleitfähigkeit des Gases

sind.

Mit der Definitionsgleichung der Nußelt-Zahl

$$Nu = \frac{\alpha \cdot H}{\lambda} \quad [] \quad (2.-28)$$

kann somit der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha \quad [W/m^2K]$ ermittelt werden zu

$$\alpha = \frac{\text{Nu} \cdot \lambda}{H} \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}} \right] \quad . \quad (2.-29)$$

Bei einer Außenwand-Oberfläche $A_w \left[\text{m}^2 \right]$, die sich aus den äußeren Abmessungen der Wanne L, B und H $\left[\text{m} \right]$ zu

$$A_w = 2 \cdot (L + B) \cdot H \quad \left[\text{m}^2 \right] \quad (2.-30)$$

berechnen läßt, ergibt sich der konvektiv abgegebene Wärmeverluststrom der Wände zu

$$\dot{Q}_{\text{kon},w} = \alpha \cdot A_w \cdot (T_o - T_u) \quad \left[\text{W} \right] \quad . \quad (2.-31)$$

B) Die Strahlungsverluste der Wände $\dot{Q}_{\text{str},w}$ ergeben sich für den Fall der Abstrahlung der freistehenden Wanne in einem großen Raum zu

$$\dot{Q}_{\text{str},w} = A_w \cdot \epsilon_w \cdot C_s \cdot \left(T_o / 100 \right)^4 \cdot \left(T_u / 100 \right)^4 \quad \left[\text{W} \right] \quad . \quad (2.-32)$$

Hierin sind

$\epsilon_w \left[- \right]$ das Emissionsverhältnis der Wand und

$C_s = 5,67 \left[\text{W} / \text{m}^2 \text{K}^4 \right]$ die Strahlungskonstante des schwarzen Körpers.

C) Die Strahlungsverluste des freien Metallspiegels $\dot{Q}_{\text{str},o} \left[\text{W} \right]$ lassen sich ebenfalls für den Fall der Abstrahlung in einen gegenüber der Spiegelfläche großen freien Raum nach dem Stefan-Boltzmann'schen Gesetz der Form

$$\dot{Q}_{\text{str},o} = A_{\text{str}} \cdot \epsilon_o \cdot C_s \cdot \left(T_B / 100 \right)^4 - \left(T_u / 100 \right)^4 \quad \left[\text{W} \right] \quad (2.-33)$$

ermitteln.

Die abstrahlende freie Badoberfläche des Betriebs-
raumes $A_{str} [m^2]$ läßt sich bei einer Wannen-Wand-
dicke $s [m]$ und einer Begasungsflächenbreite b
 $[m]$ zu

$$A_{str} = (L-2s) \cdot (B-2s-b) \quad [m^2] \quad (2.-34)$$

errechnen. Das Emissionsverhältnis ϵ_o einer flüssi-
gen, mit einer dünnen Oxidhaut überzogenen Zinkschmel-
ze beträgt ca. $\epsilon_o = 0,28$:

$T_B [K]$ ist die Temperatur der Schmelze.

D) Die Aufheiz-"Verluste" an das zu behandelnde Ver-
zinkungsgut ergeben sich zu

$$\dot{Q}_M = \dot{M}_M \cdot \bar{c}_M \cdot (T_B - T_u) \quad [W] \quad (2.-35)$$

wenn

$\dot{M}_M [kg/s]$ der Massenstrom des Verzinkungsgutes
und

$\bar{c}_M [J/kgK]$ dessen mittlere spezifische Wärmekapa-
zität im Aufwärmebereich zwischen T_B
und T_u sind.

Der Gesamtwärmebedarf $\dot{Q}_{ges} [W]$ wird nun aus der
Summe der Einzelverluste gebildet:

$$\dot{Q}_{ges} = \dot{Q}_M + \dot{Q}_{kon,w} + \dot{Q}_{str,o} + \dot{Q}_{str,o} \quad [W] \quad (2.-36)$$

Er ist durch die mit dem Inertgasstrom eingebrachte
Wärme zu decken, so daß sich für die Gesamtbilanz
einer Wanne im stationären Betrieb

$$\dot{Q}_{\text{ges}} = \dot{Q}_{N_2} \quad \text{[W]} \quad (2.-37)$$

ergibt.

Die mit dem Inertgasstrom eingebrachte Wärmemenge ergibt sich mit dem Inertgasmassenstrom $\dot{M}_{N_2}$ [kg/s] und dessen spezifischer mittlerer Wärmekapazität $\bar{c}_{PN_2}$ [J/kgK] zwischen der Eindüsungstemperatur $T_{N,1}$ und der Badtemperatur T_B zu

$$\dot{Q}_{N_2} = \dot{M}_{N_2} \cdot \bar{c}_{PN_2} \cdot (T_{N,1} - T_B) \quad \text{[W]} \quad (2.-38)$$

Mit Gl. (2.-37) folgt für den Inertgasmassenstrom als Funktion der Eindüsungstemperatur, seiner mittleren spezifischen Wärmekapazität und des Gesamtwärmebedarfs

$$\dot{M}_{N_2} = \frac{\dot{Q}_{\text{ges}}}{(T_{N,1} - T_B) \bar{c}_{PN_2}} \quad \text{[kg/s]} \quad (2.-39)$$

Hierbei wurde von der (anhand späterer Versuche am Heißmodell recht gut bestätigten) Annahme ausgegangen, daß sich das Inertgas infolge sehr guten Wärmeübergangs während des Aufstiegs in der Blasensäule bis nahezu auf die Zinkbadtemperatur abkühlt.

Die mittleren spezifischen Wärmekapazitäten wurden nach der aus der Thermodynamik bekannten Beziehung

$$\bar{c}_p = c_p \left| \frac{T_2}{T_1} \right| = \frac{T_2 / \bar{c}_{p_u}^{T_2} - T_u / \bar{c}_{p_u}^{T_u}}{T_2 - T_1} \quad \text{[J/kgK]} \quad (2.-40)$$

ermittelt und bilden den integralen Mittelwert zwischen den Grenztemperaturen.

2.3 METALLDAMPFVERLUSTE

Unter der Voraussetzung, daß sich die thermodynamischen Zustandsgrößen eines Dampfes weit entfernt vom kritischen Punkt befinden, verhalten sich Dämpfe und Gase nahezu ideal und unterliegen den hierfür geltenden Gesetzen. Das trifft auch für Zn-Dampf bei einem Druck über der Blasensäule von ≈ 1 bar und ca. 540°C zu. Die kritischen Zustandsgrößen von Zn sind zwar, wie sich aus Literaturrecherchen ergab, noch nicht bekannt, jedoch läßt sich eine Abschätzung [25] vornehmen.

Nach der Guldberg'schen Regel ergibt sich die kritische Temperatur zu

$$T_K \approx 1,5 \cdot T_s \quad [^\circ\text{K}] \quad , \quad (2.-41)$$

wobei T_s die Siedetemperatur bei Normaldruck ist. Bei Hg, das zum Vergleich für Flüssigmetalle herangezogen werden kann, erhöht sich der Faktor auf 2,75, so daß hier gilt

$$T_K \approx 2,75 \cdot T_s \quad [^\circ\text{K}] \quad . \quad (2.-42)$$

Legt man den für flüssiges Zink konservativen Wert von $T_K \approx 1,5 T_s$ zugrunde, so ergibt sich mit dieser Abschätzung

$$T_K \geq 1,5 (906 + 273) \quad [^\circ\text{K}] \quad , \quad (2.-43)$$

$$T_K \geq 1770 \quad [^\circ\text{K}] \quad . \quad (2.-44)$$

Bei einer Schmelzentemperatur von ca. 540 °C ergibt sich somit ein Abstand von der kritischen Temperatur von mindestens ca. 1200 °C.

Zur Berechnung des proportional zum Partialdruck der Metallschmelze und zum Inertgasvolumenstrom stehenden Zinkaustrags können daher in guter Näherung das ideale Gasgesetz und das Daltonsche Gesetz herangezogen werden.

Aus dem idealen Gasgesetz, angewendet auf Stickstoff und Zn-Dampf in der Form

$$p_i \cdot \dot{V} = \dot{N}_i \cdot R \cdot T \quad [J/s], \quad (2.-45)$$

worin

i $[-]$ der Index der jeweiligen Komponente,
 p $[N/m^2]$ der Partialdruck,
 $\dot{V}$ $[m^3/s]$ der Gesamt-Volumenstrom,
 $\dot{N}_i$ $[kmol/s]$ der Molenstrom,
 R $[J/kmolK]$ der universelle Gaskonstante und
 T $[K]$ die Absoluttemperatur des Gas-Dampf-Gemisches

sind, folgt für den Molenstrom-Anteil der einzelnen Komponenten

$$x_i = \frac{\dot{N}_i}{\sum_j \dot{N}_j} \quad [-], \quad (2.-46)$$

oder für das hier zu behandelnde, binäre System:

$$x_1 = x_{Zn} = \frac{\dot{N}_{Zn}}{\dot{N}_{Zn} + \dot{N}_{N_2}} = \frac{\dot{N}_{Zn}}{\dot{N}_{ges}} \quad [-], \quad (2.-47)$$

beziehungsweise

$$x_2 = x_{N_2} = \frac{\dot{N}_{N_2}}{\dot{N}_{ges}} \quad [-], \quad (2.-48)$$

wobei die Indizes Zn, N_2 und ges den Bezug zu Zinkdampf, Stickstoff und Gesamtsystem herstellen.

Weiterhin folgt aus der Koppelung des Daltonschen- und des idealen Gasgesetzes für den Molenstrom-Anteil des Zinkdampfes

$$x_{Zn} = \frac{p_{Zn}}{p_{ges}} = \frac{\dot{N}_{Zn}}{\dot{N}_{ges}} = \frac{\dot{N}_{Zn}}{\dot{N}_{Zn} + \dot{N}_{ges}} \quad [-], \quad (2.-49)$$

oder umgeformt

$$\dot{N}_{Zn} = \dot{N}_{N_2} \cdot \frac{p_{Zn}}{p_{ges} - p_{Zn}} \quad [\text{kmol/s}]. \quad (2.-50)$$

Mit Einführung des Inertgasmassenstroms $\dot{M}_{N_2}$

$$\dot{M}_{N_2} = \dot{N}_{N_2} \cdot \tilde{M}_{N_2} \quad [\text{kg/s}], \quad (2.-51)$$

wobei $\tilde{M}_{N_2}$ die relative Molmasse des Eindüsungsgases ist, ergibt sich für den je Zeiteinheit bei vollständigem thermodynamischen Ausgleich in das Inertgas übergehenden Zinkdampf-Molenstrom die Beziehung

$$\dot{N}_{Zn} = \frac{\dot{M}_{N_2} \cdot p_{Zn}}{\tilde{M}_{N_2} \cdot p_{ges} - p_{Zn}} \quad [\text{kmol/s}]. \quad (2.-52)$$

Da sich für den Zinkdampf-Massenstrom eine zu Gl. (2.-51) analoge Beziehung der Form

$$\dot{M}_{Zn} = \dot{N}_{Zn} \cdot \tilde{M}_{Zn} \quad [\text{kg/s}] \quad (2.-53)$$

aufstellen läßt, erhält man für den dampfförmig ausgetragenen Zinkmassenstrom schließlich die Beziehung

$$\dot{M}_{Zn} = \dot{M}_{N_2} \cdot \frac{\tilde{M}_{Zn}}{\tilde{M}_{N_2}} \cdot \frac{p_{Zn}}{p_{ges} - p_{Zn}} \quad [kg/s]. \quad (2.-54)$$

Der hierin auftretende Zinkpartialdruck ist mit Hilfe der bekannten Dampfdruckkurve für flüssiges Zink nach der Beziehung [26, 27]

$$\lg p_{Zn} = 12,247 - \frac{6697}{T} - 1,2 \lg T \quad (2.-55)$$

errechenbar. Da thermodynamisches Gleichgewicht vorliegen soll und somit der austretende Gas-Dampf-Strom Badtemperatur besitzt, ist in Gl. (2.-55) diese als Berechnungstemperatur für den Zn-Partialdruck einzusetzen.

Der Zinkdampf-Massenstrom kann berechnet werden, wenn der Inertgasstrom $\dot{M}_{N_2}$ sowie der Gesamtdruck über der Blasensäule experimentell ermittelt wird. Die relativen Molmassen $\tilde{M}_{Zn}$ und $\tilde{M}_{N_2}$ betragen

$$\tilde{M}_{Zn} = 65,38 \quad [kg/kmol] \quad (2.-56)$$

und

$$\tilde{M}_{N_2} = 28,01 \quad [kg/kmol]. \quad (2.-57)$$

Die in den Abschnitten 2.2 und 2.3 angegebenen Beziehungen für die Wärmebilanz einer Zinkwanne und den hiermit gekoppelten Zinkdampfaustrag wurden in einem Rechenprogramm mit verschiedenen Parametervariationen ausgewertet. Ein Strukturdiagramm ist in Bild 2.1 (Blatt 1 bis 3) angegeben. Einige der aus dem Rechenprogramm ermittelten Ergebnisse sind in den Bildern 2.2 und 2.3 sowie Tabelle 2.1 angegeben. Da sich mit zunehmender Eindüsungstemperatur

des Inertgases bei konstant gehaltenem Wärmebedarf der Inertgasmassenstrom verringert, und der Zinkaus-
trag bei sonst konstant gehaltenen Größen proportio-
nal zum Inertgasmassenstrom ist, nimmt der Zinkaus-
trag mit zunehmender Eindüsungstemperatur ebenfalls
ab.

Durch die Werkstoff-Festigkeit des Materials von
Wanne und Eindüsungsvorrichtung und den Siedepunkt
des Zinks, wie auch durch den feuerungstechnischen
Wirkungsgrad des vor der Wanne liegenden Inertgas-
erhitzers sind jedoch einer Eindüsungstemperatur,
die oberhalb der Siedetemperatur liegt, verfahrens-
technische Grenzen gesetzt.

3. BESCHREIBUNG DER VERSUCHSAUFBAUTEN

Untersuchungen zur Systemoptimierung wurden an drei unterschiedlichen Versuchsaufbauten durchgeführt, und zwar an einem großen Kaltmodell, das einen Halbschnitt im Maßstab 1:1 einer geplanten Verzinkungswanne darstellt; einem kleinen Kaltmodell, das 1/4 der Kantenlänge der Hauptausführung aufweist und einem Heißmodell mit ebenfalls 1/4 der Kantenlänge der geplanten Hauptausführung.

3.1 KALTMODELL, MASSTAB 1:1

Der Aufbau der Versuchsanlage geht aus Bild 3.1 hervor. Luft wird aus der Umgebung durch eine Normventuri-Durchflußmeßstrecke angesaugt. Hier werden die Lufteintrittstemperatur (1a), der Differenzdruck an der Düse (1b) sowie der statische Druck vor der Düse (1c) gemessen, um eine Volumen- und Massenstromberechnung der angesaugten Luft vornehmen zu können. Barometrischer Druck und relative Luftfeuchtigkeit im Versuchsraum werden ebenfalls erfaßt. Vom Gebläse aus wird die Luft durch ein Rohrleitungssystem in die Wanne (8) geleitet. An den Rohrleitungen sind Stellventile (3) und statische Druckmeßstellen mit U-Rohr Manometern (4) angebracht. Mit Hilfe der Stellventile lassen sich die Volumenströme der drei Stränge gleich groß einstellen, die U-Rohr-Manometer zeigen dann den gleichen Wert an. Die Rohrbogen (5) stellen eine Wasserrücklaufsicherung dar. Durch sie wird verhindert, daß bei Gebläseausfall Wasser durch die Eindüsungsvor-

richtungen zurück in das Gebläse (2) und schließlich in das Labor fließt. Zur Entleerung der bei Gebläseausfall und Abschalten des Gebläses mit Wasser gefüllten Luftleitungen zwischen Düsen und Rohrbogen sind Abflußleitungen mit Absperrventilen (6) installiert.

Die Eintauchtiefe der Düsen in das Bad kann auf zwei Arten variiert werden. Eine Grobeinstellung der Eindüsungstiefe in verschiedenen Wasserbereichen wird durch Montage unterschiedlich langer Rohrstutzen, die mit innen liegenden Gewindingen gegeneinander verschraubt werden, erreicht. Die Feineinstellung der Höhe kann an der Durchführung der Rohre durch den Wannenboden mit Hilfe einer lösbaren O-Ring-Dichtung vorgenommen werden. Die Düsen (7), Bild 3.2, wurden nach vorangegangenen Optimierungsuntersuchungen [28] gebaut. Sie haben die Aufgabe, bei geringem Druckverlust in der Düse für eine gute Gasdispersion zu sorgen und eine große, für den später an dieser Stelle vorgesehenen Wärmeaustausch günstige Phasengrenzfläche zu erzeugen.

Eine Veränderung der Trennwandgeometrie kann bei beibehaltener Grundgeometrie im eingebauten Zustand vorgenommen werden. Ist die Trennwand zur Veränderung einer Grundgeometrie auszubauen, so muß zunächst die Frontplatte der Wanne, die parallel zu den Aufnahmeebenen liegt, abgebaut werden. Rechts neben der Wanne ist die Beleuchtungsvorrichtung Bild 3.1, Position 13, schematisch angedeutet. Die Lampen mit einem davor montierten Blendensystem sind auf einem Wagen aufgebaut, Bild 3.3, rechts, und in der Höhe verstellbar. Der Wagen wird auf Schienen geführt, so

daß die Durchleuchtung beliebig über die Wannentiefe einstellbarer, parallel zur Frontplatte liegender Ebenen vorgenommen werden kann.

Da die Höhe des Lichtspaltes nur etwa $\frac{1}{3}$ der Wannenhöhe beträgt, wird die Wanne bei stationärer Strömungsbildung, die sich etwa nach 4 Minuten einstellt, in drei übereinanderliegende Bereiche (1, 2 und 3) unterteilt, in die auch die Aufnahmekamera, Bild 3.1, Position 15, eingestellt wird. Zur Erhöhung der Festigkeit der Wanne sind zwei Bandagen vorgesehen, die die Wanne in Höhe der jeweiligen Bereichsgrenzen umschließen. Aus dem zur Leckratenmessung mit einer Acrylglas-Platte gasdicht gegen die Umgebung abgeschlossenen Betriebsraum wird mit Hilfe einer Wasserstrahlpumpe der Leckageverlust über ein Rotameter gemessen, außerdem wird mit einem Feindruckmanometer (nach Betz) der Gasdruck im Betriebsraum erfaßt, Bild 3.1, Positionen 10 und 12.

Um kontrastreiche Aufnahmen zu erhalten, wurde die Wannentrückwand wie auch die Außenwand am Begasungsraum mit schwarzem Papier zugeklebt. Daher erscheinen auf den angefertigten Strömungsfotos die durch das Polystyrolgranulat hervorgerufenen hellen Striche auf schwarzem Hintergrund.

3.2 KALTMODELL, MASSTAB 1:4

Der Versuchsaufbau des kleinen Kaltmodells ist im wesentlichen der gleiche wie der des großen Kaltmodells, Bilder 3.3 und 3.4, jeweils linke Bildhälfte). Deshalb werden im folgenden nur die gegenüber

Abschnitt 3.1 abweichenden Merkmale diskutiert. Das Volumen des kleinen Kaltmodells beträgt bei $1/4$ der Kantenlänge lediglich $1/64$ des Volumens der Hauptausführung. Bei gegenüber der Hauptausführung unveränderter Leerrohrgeschwindigkeit in der Blasen säule kann daher mit $1/16$ der ursprünglichen Eindüsungsmenge gearbeitet werden. Von der Durchflußmengenmessung mit Normventuridüse wurde daher auf ein Schwebekörper-Meßverfahren übergegangen.

Die Eindüsung der Luft erfolgt mit einer Lanze, an der jetzt eine rechteckige Düsenplatte, Bild 3,4, rechts, montiert ist, von oben. Gegenüber dem großen Kaltmodell, bei dem aus Platzgründen eine Gaszufuhr von oben nicht möglich war, ergibt sich hier eine wesentlich vereinfachte Handhabung.

Die Frontplatte muß zur Veränderung der Geometrie nicht ausgebaut werden. Bei Veränderung der Grundgeometrie ist die Trennwand, die in zwei Nuten geführt wird, nach oben herausnehmbar. Infolge der geringen Modellhöhe kann bei der Strömungsuntersuchung mit einer fest eingestellten Lampen- und Kamerahöhe gearbeitet werden.

Zur Erzielung einer gleichmäßigen Begasung über die gesamte Düsenbreite ist im Innenraum der Düse ein keilförmiger Einsatz eingebaut. Der Strömungsquerschnitt wird entsprechend der Kontinuitätsgleichung so verringert, daß über die gesamte Breite der Düsenplatte eine konstante Strömungsgeschwindigkeit und damit auch ein konstanter Vordruck vor den Düsen vorliegt.

Um mit dem Lichtschnittverfahren befriedigende Strömungsbilder zu erzielen, wurden am kleinen Kaltmodell zusätzlich einige Vorkehrungen getroffen:

Boden, Rückwand und Seitenwände des Modells sind von Innen mit schwarzem Fotolack gestrichen, damit keine Lichtreflexe entstehen und Streulicht die Bildqualität verschlechtert. Das Granulat muß dem Wasser in einer bestimmten Konzentration zugefügt werden. Zuviel Polystyrol ergibt auf dem Film eine weiße Fläche; bei zu geringer Dosierung ist dagegen die Strömungsform nicht deutlich zu erkennen. Vor jedem Füllen des Modells und nach längerem Stehen muß das Wasser erneuert und das Plexiglas gereinigt werden. Schon eine geringe Verschmutzung des Wasser begünstigt die Agglomeration des Polystyrolgranulats. Agglomerate sind durch eine größere Sinkgeschwindigkeit gekennzeichnet, werden von der Strömung entsprechend schlechter mitgeführt und ergeben auf dem Film stärkere Linien als Einzelpartikel, welche dann eine ungleichmäßige Strömung vortäuschen.

Um diese Störeffekte zu verhindern, wird das Polystyrolgranulat im Begasungsraum zugegeben und in der Blasensäule dispergiert. Es gelangt dann mit der Strömung in den Betriebsraum.

3.3 HEISSMODELL

Die Beschreibung des Versuchsaufbaus wird wegen der Komplexität der Anlage in drei Hauptbereiche unterteilt: den apparativen Aufbau der Gesamtanlage, die

Beschreibung der Regelungstechnik und die Beschreibung der verschiedenen Meßtechniken.

3.3.1 APPARATIVER AUFBAU DER GESAMTANLAGE

Der Aufbau der Versuchsanlage geht aus Bild 3.5 hervor. Das Inertgas Stickstoff wird im Kreislauf geführt. Die beim Durchströmen der einzelnen Aggregate auftretenden Druckdifferenzen werden vom Kompressor (A) kompensiert. Er fördert das Inertgas in einen Druck-Ausgleichsbehälter (Windkessel) (B), dessen Überdruck mindestens gleich dem Druckabfall, den das Inertgas bis zum Austritt aus der Blasensäule erfährt, sein muß.

Vom Druck-Ausgleichsbehälter aus strömt das Inertgas im Hauptstrang (C) durch zwei Heizaggregate (D) und wird nach Verlassen derselben mittels einer Lanze, an der ein Düsenkopf mit der gleichen Geometrie wie beim kleinen Kaltmodell festgeschraubt ist, in die Zn-Schmelze eingedüst. Beim Aufsteigen in der sich bildenden Blasensäule (E) gibt das Heißgas die seiner Übertemperatur entsprechende Wärme an das Metallbad (F) ab. Es verläßt die Blasensäule nahezu mit Badtemperatur. Infolge des auf der Saugseite des Kompressors entstehenden Unterdruckes wird das aus der Blasensäule austretende Gas aus einer Glocke (G) über dem Begasungsraum abgesogen. Da die Förderleistung des Kompressor konstant und größer als die maximale Eindüsungsmenge ist, muß ein Teil des geförderten Inertgases über einen Bypass (H) im Kreislauf gefördert werden. Der Kompressor ist ständig in Betrieb zu halten, da durch ihn das Rücklaufgas abge-

sogen wird. Das aus der Glocke austretende Gas durchströmt einen Zyklonabscheider (der jedoch lediglich in den ersten Versuchsreihen verwendet wurde und daher in Bild 3.5 nicht eingezeichnet ist) und tritt danach in einen Wärmeaustauscher (I) ein. Hier wird es etwa auf Raumtemperatur herabgekühlt, da der Kompressor nicht mit Heißgasen beaufschlagt werden darf. Zwischen Wärmetauscher und Kompressor ist ein Filtersystem, bestehend aus Schwerkraftabscheider (K) mit nachgeschaltetem Feinfilter (L) angeordnet. Das Feinfilter hat die Aufgabe, vom Schwerkraftabscheider nicht erfaßte Verunreinigungen auszufiltern. Vom Feinfilter führt der Rücklauf (M) zum Ansaugstutzen des Kompressors. Der oben erwähnte Bypass mündet vor dem Filtersystem in den Rücklauf.

Außerdem sind in Bild 3.5 die zur Inertisierung des Systems erforderlichen Stellventile (umkreiste Zahlen 1 bis 15), die Inertisierungseinrichtung selbst, die Hauptregelung des Kreislaufs und die im System verwendeten Meßtechniken symbolisch gezeigt.

3.3.2 VERSUCHSWANNE MIT EINBAUTEN

Die Versuchswanne, Bild 3.6 und Bild 3.7, besteht aus einer tragenden Stahlkonstruktion, die nach außen hin mit Steinwollmatten thermisch isoliert ist. Nach innen sind eine etwa 30 mm starke Dämmschicht aus Asbestzementplatten, eine 1/4-steinige Schicht aus Feuerleichtsteinen sowie eine innere, ganzsteinerne Wand aus Schamottesteinen der Qualität

A III t (30,7 33 % Al_2O_3 , trockengepreßt) eingebaut. Nach Vorversuchen wurden Einzelheiten des Begasungsteiles geändert.

So wurden in der Glocke nach Bild 3.8 Prallbleche angebracht. Die Eindüslungslanze, die ursprünglich als einfaches Rohr ausgebildet war, wurde zum Doppelrohr umgebaut. Weiterhin wurde im freien Gasraum der Glocke um das Lanzenrohr herum ein Keramikrohr angesetzt. Beide Vorkehrungen dienen dazu, die Wärmeverluste hinter dem Gaserhitzer zu minimieren und größtmögliche Eindüslungstemperaturen zu erreichen.

3.3.3 BEHEIZUNGSSYSTEME

Zur Erzeugung des 800 bis 900 °C heißen Inertgases wurden im Verlauf der Messungen zwei unterschiedliche Beheizungssysteme entwickelt und erprobt, eine elektrische Beheizung sowie eine mit Propangas beheizte Rohrschlange aus hochwarmfestem Stahl.

Bei der elektrischen Beheizung wird Stickstoff durch ein zentrales, hitzebeständiges Rohr geleitet, das mit keramischen Füllkörpern gefüllt ist, um den Wärmeübergang an das Gas zu verbessern. Das Rohr wird von außen durch Strahlungselemente beheizt. Die Leistung des Ofens läßt sich über einen Stelltransformator regeln, so daß Temperaturen und Durchflüsse frei einstellbar sind. Die Heizwendel besteht aus KANTHAL A1, einem Material, das Wendeltemperaturen bis zu 1300 °C erlaubt.

Die Rohrschlange der Propangasheizung, Bild 3.9, ist räumlich mäanderförmig gebogen und wird von unten mit den Verbrennungsgasen eines Linienbrenners beheizt. Die Heizleistung des Gaserhitzers ist durch die Brennerleistung (max. rd. 50 kW) regelbar.

Wegen der geforderten, variablen Eindüsungstiefe mußten die Bemühungen auf ein leichtes, nachführbares Beheizungssystem konzentriert werden. Das elektrische System versagte mehrfach wegen der Überlagerung von hohen thermischen und teilweise beim Positionieren der Eindüsungslanze auftretenden, stoßartigen mechanischen Beanspruchungen. Bei dem gasbefeuerten Inertgaserhitzer erwies sich die erforderliche flexible Metallschlauchverbindung zwischen Gaserhitzer und Eindüsungslanze als extrem störanfällig.

3.3.4 VORWÄRM- UND KÜHLVORRICHTUNGEN

Bei der Gas- wie auch bei der Elektrobeheizung wird in einer vorgeschalteten Vorheizstufe eine Erhitzung des Inertgases auf 300 - 400 °C erreicht. Bei der Elektrobeheizung wird die Wärme von Widerstandsheizelementen konvektiv und durch Strahlung abgegeben. Die Elemente sind auch hier in einer Füllkörperschicht eingebettet. Die Füllkörperschicht hat die Aufgabe, die vom Element durch Strahlung abgegebene Wärme zu absorbieren und konvektiv wieder abzugeben. Haupt- und Vorheizung des elektrischen Systems sind durch einen isolierten Metallschlauch miteinander verbunden. Haupt- und Vorheizung

beim gasbeheizten System sind integriert. Die Rohrschlangen der Hauptheizung liegen im heißen Bereich der Flammen, wobei der Gasaustritt aus dem heißesten Bereich der Flammen etwa 400 mm oberhalb der Brennebene erfolgt. Die Vorheizung ist in der Zone bereits stärker abgekühlter Verbrennungsgase installiert, so daß die Abwärme zur Vorheizung genutzt wird.

Die Kühlung des Inertgases wird in einem Wärmetauscher vorgenommen, der mantelraumseitig mit Wasser betrieben wird. Er hat eine Wärmeübertragungsfläche von $1,3 \text{ m}^2$ und ist für die Kühlung von $75 \text{ Nm}^3/\text{h}$ Gas von 400°C auf 40°C ausgelegt. Das Gas wird durch die Rohre, das Wasser um die Rohre geführt. Das Rohrbündel besteht aus haarnadelförmig gebogenen Rohren.

Neben der Abkühlung des Inertgases auf 40°C übernimmt der Wärmeaustauscher als wichtige Nebenaufgabe die thermische Abscheidung des dampfförmigen Zn-Austrags, der entsprechend des temperaturabhängigen Zn-Partialdrucks im Gasstrom enthalten ist (vgl. Abschn. 2.3). Nach dem Austritt aus dem Wärmeaustauscher strömt das Inertgas einem Schwerekraftabscheider zu.

3.3.5 ABSCHIEDEVORRICHTUNGEN

Der Abscheidung des Zinks aus dem Inertgaskreislauf kommt entscheidende Bedeutung für die Funktionssicherheit der Anlage im Dauerbetrieb zu.

Neben der hier vorgenommenen Abscheidung durch

- Prallbleche,
- Zyklonabscheider,
- Schwerkraftabscheider und
- Feinfiltersystem

muß in Großanlagen unbedingt darauf geachtet werden, daß nach Abkühlung des Inertgases unter den Schmelzpunkt im dann als Aerosol vorliegenden System die Zink-Kondensat-Partikel sehr kleiner Korngröße ausgeschieden werden.

Ist dieses nicht gewährleistet, so werden im Dauerbetrieb Schäden des Inertgaserhitzers auftreten, sofern dieser aus metallischen Werkstoffen besteht, da das im Kreislauf geführte Zink die Erhitzerwandungen angreift.

Aufgabe der Prallbleche ist es, aus der Blasensäule mitgerissene Zn-Partikel bereits in der Glocke abzuscheiden und damit ein Verschleppen in die Rohrleitungen zu verhindern.

Nach dem Einbau der Prallbleche in der Glocke wurde ein hoher Abscheidegrad erzielt. Es konnte daraufhin auf den Zyklonabscheider verzichtet werden.

Der hier verwendete Zyklonabscheider erscheint aus zwei Gründen für das System ungeeignet:

- Die Auslegung des Zyklons erfolgt für einen vorgegebenen Nenndurchsatz und eine bestimmte Teilchengröße bei definierter Dichte. Teilchengröße wie auch Teilchendichte wie auch der Durchsatz liegen vor dem Versuch keineswegs fest.

- Ein kontinuierlicher Abzug abgeschiedener Partikel ist bei der hier vorliegenden Ausführung nicht möglich, so daß hieraus beim Dauerbetrieb zwangsläufig eine Verstopfung der Anlage resultiert.

Aus den oben angeführten Gründen wurde nach den orientierenden Vorversuchen am Heißmodell auf eine weitere Verwendung des Zyklonabscheiders verzichtet.

Das Abscheideprinzip des Schwerkraftabscheiders [23] beruht auf Verringerung der Strömungsgeschwindigkeit. Hierdurch wird eine Abscheidung durch Sedimentation erreicht.

Wie aus Werten hervorgeht, die in [23] ermittelt wurden, verringert sich die Strömungsgeschwindigkeit des Inertgases im Abscheider auf maximal 0,06 m/s. Die Oxidpartikel, die sich auf dem Boden des Abscheiders absetzen, sind von Zeit zu Zeit durch das Mannloch zu entfernen.

Nach Verlassen des Schwerkraftabscheiders strömt das Inertgas durch eine Batterie "Ultipor"-Filter und wird dort von Partikeln kleinsten Durchmessers gereinigt.

3.3.6 GASVERDICHUNG

Bei dem Verdichter handelt es sich um einen serienmäßigen Kolbenverdichter, der Gase bis zu einem Höchstdruck von 10 bar verdichtet; er hat bei diesem Druck eine konstante Förderleistung von

99,6 m³/h. Dem Kolbenverdichter ist ein Druckausgleichsbehälter mit einem Volumen von 1000 l bei einem Auslegedruck von 10 bar nachgeschaltet. Dadurch wird eine kontinuierliche und von Druckschwankungen weitgehend freie Inertgas-Einspeisung in die Versuchsanlage ermöglicht.

Zur Vermeidung von Inertgasverlusten wurde eine gasdichte Kompressor-Bauart verwendet.

Eine Überwachung des Vordruckes in der Ansaugleitung, der 500 mm WS gegenüber Umgebungsdruck nicht überschreiten darf, um eine einwandfreie Funktion der Ventile zu gewährleisten, ist hier nicht erforderlich. Der Kompressor sorgt in seiner Funktion als Absaugeaggregat ohnehin für die Einhaltung des erforderlichen Druckbereiches.

Ein Rückschlagventil zwischen Kurbelgehäuse und Ansaugleitung verhindert einen möglichen Übertritt von Schmierölen in die Ansaugleitung und damit eine Verunreinigung der Inertgase. Über ein Reduzierventil kann am Ausgang des Windkessels der für die Versuchsanlage geforderte Betriebsdruck eingestellt werden.

Vor Eintritt in den Gaserhitzer werden die Inertgase zusätzlich in einem Filter von Schmierölresten und Wassertropfen befreit.

3.3.7 KREISLAUF- UND INERTISIERUNGSEINRICHTUNGEN

Der Restsauerstoff im nicht vollständig inertisier-

ten System trägt wesentlich zur ZnO-Bildung in der Blasensäule und damit zur Belastung des Filtersystems bei. Die Inertisierung des Systems ist daher möglichst vollständig durchzuführen.

Um einen möglichst hohen Inertisierungsgrad bei minimalem N_2 -Verbrauch zu erzielen, wurden die Hauptkomponenten des Systems zweimal auf 40 bis 60 Torr evakuiert. Läßt man nach der ersten Evakuierung so lange technisch reinen Stickstoff in das System einströmen, bis sich wieder Umgebungsdruck einstellt, dann beträgt der Restsauerstoffgehalt $1,0 \div 1,5 \text{ \% } O_2$.

Bei einer zweiten Evakuierung und Wiederauffüllung mit Stickstoff ist der Restsauerstoffgehalt vorübergehend vernachlässigbar gering ($< 0,14 \text{ \% } O_2$), steigt aber infolge von Leckagen im Kreislauf nach kurzer Betriebsdauer wieder an.

Die Inertisierung erfolgt in drei Stufen. Zunächst wird der Windkessel des Kompressors, dann der Saugzug mit dem großvolumigen Schwerkraftabscheider und abschließend das Gaserhitzungssystem auf Stickstoffatmosphäre umgestellt. Hierzu sind die in Bild 3.5 eingezeichneten Stellventile ① bis ⑮, die Stickstoffversorgung, ein Sauerstoffanalysengerät und eine Wasserringpumpe (hinter den Ventilen ⑩ und ⑪) vorgesehen.

/Eine Beschreibung des genauen Ablaufs des Inertisierungsvorgangs sowie des zeitlich parallel dazu durchzuführenden Aufheizvorgangs der Gaserhitzer erfolgt im Abschnitt 6.

3.3.8 REGELUNGSSYSTEME

Das Ansaug- wie auch Fördervolumen des Kompressors sind größer als das in die Schmelze einzudüsende Gasvolumen. Daher ist im kontinuierlichen Dauerbetrieb ein Teilvolumenstrom im Bypass zu führen. Die Größe der im Bypass geführten Gasmenge ist jedoch bei konstanter Ansaugleistung eine Funktion der Eindüsungsmenge. Da die Eindüsungsmenge im Rahmen der Versuchsdurchführungen häufig variiert werden muß, hat sich eine Regelungseinrichtung für die Bypassmenge schon aus diesem Grund als erforderlich erwiesen. Ein weiterer betriebstechnischer, jedoch nicht weniger wichtiger Gesichtspunkt ist die betriebliche Sicherheit der Anlage bei unterschiedlichen Durchsätzen an Verzinkungsgut.

Halboffene Systeme reagieren empfindlich auf Druckschwankungen in der Auffangglocke über der Blasen säule. Ein Überdruck in der Glocke, der sich infolge zu großen Bypassvolumenstroms und ungenügender Absaugleistung aufbaut, führt zu großen Leckraten. Das Inertgas entweicht in großen Blasen unter dem Wehr hindurch in den Arbeitsraum und führt dort zu erheblichen Schwappbewegungen des Bades sowie zu starken Spritzerscheinungen. Der "Spiegel" im Begasungsraum wird nach dem Prinzip kommunizierender Gefäße entsprechend dem Überdruck abgesenkt, derjenige im Arbeitsraum steigt an.

Wird dagegen die im Bypass geführte Gasmenge bei einem vorgegebenen Durchsatz durch den Hauptstrang zu klein eingestellt, so stellt sich im Begasungsraum ein Unterdruck ein, und die Höhe der Blasen-

säule nimmt unzulässige Werte an. Eine Verschleppung von Zn-Tröpfchen ist hierbei noch der geringste Nachteil. Weitaus kritischer zu bewerten ist die durch das Aufsteigen der Blasensäule bedingte Verstopfung des Systems. Das flüssige Zink erstarrt in den Rohrleitungen und führt zu einem sofortigen Betriebsausfall.

Das System konnte mit Hilfe einer Druckregelung stabilisiert werden. Als Hauptschwierigkeit hierbei erwies sich, daß das Verhältnis von Totzeit zur Verzugszeit des Systems groß ist und somit ein schlecht regelbares, zu Instabilität neigendes System vorliegt. Der Inertgasvolumenstrom ist im Verhältnis zum Anlagenvolumen groß, so daß sich der Gasdruck im System schnell ändert. Die Druckänderungsgeschwindigkeit im Saugstrang ist groß gegenüber der Zeitkonstanten des Reglers.

Da der Schwerkraftabscheider der Apparat größten Volumens im Saugstrang ist, ist der Druck an dieser Stelle bezüglich der Stabilität des Regelkreises am besten als Meßgröße geeignet.

Als Regelgröße wird der Bypass-Volumenstrom benutzt. Es kann nicht ausgeschlossen werden, daß in einer Großanlage die Entnahme der Regelgröße im Begasungsraum Vorteile bietet. Störungen werden dann am Ort des Entstehens erfaßt. Die Verwendung eines hochtemperatur- und korrosionsbeständigen Druckaufnehmers mit sehr kurzer Zeitkonstante ist in diesem Fall jedoch erforderlich.

Es wird mit einem pneumatischen PID-Kompaktregler der Firma Eckardt gearbeitet, der wie alle

pneumatischen Regelgeräte im pneumatischen Normbereich zwischen 0,2 und 1,0 bar arbeitet. Da es sich bei der Meßgröße um einen Unterdruck $p < p_u$ handelt, ist zur Umformung in eine reglerkompatible Druckgröße ein pneumatischer, linear arbeitender Transmitter vorgesehen.

Verstärkung und Nullpunkt des Transmitters sind in vorgegebenen Grenzen einstellbar, wodurch die Empfindlichkeit und die Größe des Meßbereichs der Regelung beeinflußt werden können.

Das Ausgangssignal des Reglers bestätigt ein membran gesteuertes Nadelventil, das den Durchfluß des Bypasses einstellt. Das Ventil schließt im drucklosen Zustand. Es ist mit einem k_{vs} -Wert von 0,88 auf eine Druckdifferenz von 6 bar ausgelegt, die Kennlinie ist linear und die Hubhöhe beträgt 20 mm.

Da sowohl der Wärmeaustauscher als auch die Rohrleitungen zwischen Glocke, Wärmeaustauscher und Schwerkraftabscheider mit steigendem Ansaugvolumen quadratisch ansteigende Druckverluste aufweisen, muß der Unterdruck im Schwerkraftabscheider stets dementsprechend größer als in der Glocke eingestellt sein, um den Abtransport der Eindüsungsgasmenge zu sichern.

In Vorversuchen, die zur Reglereinstellung durchgeführt wurden, wurde die Glocke in einen Wasserbehälter eingetaucht und an den geschlossenen Kreislauf angeschlossen. Für verschiedene Eindüsungsvolumenströme wurden die oberen bzw. unteren Grenzen des Unterdruckes ermittelt, Bild 3.10. An der Obergrenze traten Blasen aus der Glocke aus, weil

die Absaugmenge infolge ungenügenden Unterdrucks im Schwerkraftabscheider kleiner als das Eindüsungsvolumen ist.

Die unteren Grenzen geben den Punkt an, bei dem infolge zu hohen Unterdrucks die Blasensäule so weit in der Glocke hinaufgesogen wurde, daß die Prallbleche ihre Aufgabe als Abscheidesystem nicht mehr erfüllen können und Flüssigkeitspartikel in den Saugstrang mitgerissen werden.

Der Betriebspunkt der Reglereinstellung liegt zwischen diesen Grenzen. Da die Dichte des flüssigen Zinks auch mit Berücksichtigung des Blasenanteils größer als die des Wassers ist, wird die sich einstellende Höhendifferenz zwischen den Spiegeln in Arbeits- und Begasungsraum entsprechend dem Dichteverhältnis niedriger sein als bei der Reglereinstellung im Wasserbad. Mit den Vorversuchen am Wasserbad ist somit die Regelung auf den ungünstigeren Betriebsfall eingestellt.

4. MESSTECHNIKEN

Die verwendeten Meßtechniken an den Kaltmodellen wie auch am Heißmodell stellen zum Teil Eigenentwicklungen dar, und sollen daher im folgenden erläutert werden.

4.1 KALTMODELLE

Zu Untersuchungen der Strömungsbildung und Leckagemenge als Funktion der geometrischen Gestaltung des Begasungsraumes und der Gasbelastung werden am System Wasser-Luft die Durchflußmenge der eingedüsten Luft, die in den Betriebsraum entweichende Verlustgasmenge sowie die Strömungsbildung in der Wanne erfaßt.

4.1.1 DURCHFLUSS- UND LECKRATENMENGENMESSUNG

Die Durchflußmengenmessung erfolgt beim großen Kaltmodell mit Hilfe einer Normventuridüse nach DIN 1952 im Ansaugstrang des Gebläses. Da der Volumenstrom hinter dem Gebläse in drei Stränge aufgeteilt wird und der Gasdurchsatz je Düse gleich groß sein soll, ist zur Kontrolle eine statische Druckmeßstelle je Eindüsenleitung vorgesehen. Mit Hilfe von Stellventilen können die statischen Drücke gleich groß eingestellt werden. Hierbei wurde davon ausgegangen, daß die Druckverluste von den Stellventilen bis zur Eindüsenleitung in den Rohrleitungen gleich groß sind, das hinter dem Gebläse angeflanschte Hosenrohr jedoch einen

für den einzelnen Strang unterschiedlichen Widerstandsbeiwert aufweist. Der Druckverlust durch die über den Düsen befindliche Flüssigkeit ist bei horizontal gut ausgerichteten Düsen gleich groß.

Beim kleinen Kaltmodell, bei dem die Eindüsungsmenge mit einem Schwebekörpermeßgerät gemessen wird, erfolgt die Eindüsung lediglich durch einen Strang mit Hilfe einer Eindüsenzplatte, so daß hier besonders auf einen horizontal gut ausgerichteten Einbau der Düse geachtet werden muß.

Die Leckratenmessungen werden beim großen und kleinen Kaltmodell in gleicher Weise vorgenommen. Hierzu wird der Betriebsraum mittels einer anschraubbaren Abdeckplatte gasdicht gegen die Umgebung verschlossen. Das im Betriebsraum aufsteigende Verlustgas wird mit einer Wasserstrahlpumpe über ein Schwebekörpermeßgerät in der Weise abgesogen, daß im Betriebsraum gerade Umgebungsdruck herrscht. Der abgesogene Volumenstrom kann hierfür mit einem feinregulierbaren Drosselgerät entsprechend eingestellt werden. Die Druckmessung erfolgt mit Hilfe eines Feindruckmanometers nach Betz.

Das oben beschriebene Verfahren erwies sich als erforderlich, da sich während der ersten Versuche eine Beeinflussung der Leckrate durch den im Betriebsraum herrschenden Druck ergab.

4.1.2 UNTERSUCHUNG VON RÄUMLICHEN STRÖMUNGSFELDERN MIT DEM LICHTSCHNITTVERFAHREN

Die Sichtbarmachung der Strömung erfolgt nach dem

Lichtschnittverfahren [29], dessen Wirkungsweise im folgenden erläutert wird.

Einem durchleuchtbaren Fluid wird ein disperser Feststoff beigegeben, der ein größeres optisches Absorptionsvermögen besitzt und nahezu die gleiche Dichte aufweist wie das Kontinuum, so daß Sink- oder Steiggeschwindigkeiten vernachlässigbar gering sind.

Als besonders geeignet für die hier durchgeführten Untersuchungen am System Luft-Wasser erwies sich Polystyrol-Granulat. Die hier benutzten Polystyrol-Kugeln weisen mit einer effektiven Dichte von $\rho = 0,98 \div 1,02 \text{ g/cm}^3$ und Durchmessern von $0,8 \div 1,2 \text{ mm}$ nur Sinkgeschwindigkeiten im Bereich weniger mm/s auf, so daß eine wesentliche Verfälschung des Strömungsbildes lediglich bei niedrigen Schleichströmungen auftreten kann.

Erzeugt man mit einer intensiven Lichtquelle einen spaltförmigen, parallelen Strahl, der die mit Wasser und gleichmäßig dispergiertem Granulat gefüllte Wanne durchleuchtet, so absorbiert das Granulat mehr Licht als das umgebende Wasser und erscheint somit heller.

Die Bewegung des Granulates, das mit der Strömung des Wassers mitgeführt wird, wird beim großen Kaltmodell durch die Belichtungszeit von 1 s aufgenommen, beim kleinen Kaltmodell werden außerdem Belichtungszeiten von 2 und 2,5 s verwendet.

Ein Nachteil des Verfahrens besteht darin, daß schnell bewegte Partikel, die die gleiche Licht-

intensität aufweisen wie langsam bewegte, entsprechend ihrer Geschwindigkeit lichtschwächere Striche auf dem Film hervorrufen.

Als Vorteil muß gewertet werden, daß das Verfahren die Untersuchung eines dreidimensionalen Strömungsfeldes ermöglicht, ohne daß dabei das Feld selbst gestört wird, wie dies zum Beispiel beim Einbringen einer Sonde der Fall wäre.

Quantitative Aussagen über die Strömungsgeschwindigkeit können mit der hier erforderlichen Genauigkeit gemacht werden, wenn die Ebene der Stromlinien in der Beleuchtungsebene liegt. Bei gegebener Belichtungszeit ist die Bahnlänge der Teilchen unter Berücksichtigung des Maßstabs zwischen Foto und Original ein Maß hierfür.

4.2 HEISSMODELL

Am Heißmodell ist das Lichtschnittverfahren, das bei den Kaltmodellen zur Untersuchung der Strömungsbildung im Betriebsraum der Wanne herangezogen wurde, nicht anwendbar.

Auch bekannte Verfahren zur Bestimmung der lokalen Strömungsgeschwindigkeiten wie etwa Wirkdruckverfahren mit Prandtl'schen Ein- oder Mehrlochsonden führen nicht zu befriedigenden Lösungen, da der hydrostatische Druckanteil bei Flüssigmetallbädern mit niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten sehr viel größer als der dynamische ist und zudem infolge hoher Dichte des Kontinuums stark von der

Höheneinstellung der Sonde abhängt. Weiterhin sind bisher keine Sondenwerkstoffe bekannt, für die eine ausreichende Lebensdauer in Zinkschmelzen gewährleistet ist.

Ansätze zur meßtechnischen Erfassung der Strömungsgeschwindigkeit in Schmelzwannen wurden auch im Bereich der Glashüttenindustrie gemacht [30]. Zur Ermittlung der lokalen Strömungsgeschwindigkeiten in Glasschmelzwannen befindet sich dort ein Senkpendelsystem in der Entwicklung. Aus der mit einem Wegaufnehmer erfaßten Auslenkung eines in die Schmelze eingetauchten Pendels kann bei Kenntnis der Viskosität der Schmelze und der Dichten von Schmelze und Pendelkörper mit Hilfe einer Kräfte- und Momentenbilanz die Strömungsgeschwindigkeit errechnet werden. Da jedoch auch dieses Verfahren z.Zt. noch wenig erprobt ist und zudem nur die Komponente der Strömungsgeschwindigkeit in Auslenkungsrichtung des Pendels bestimmt werden kann, hier jedoch auch vertikale Komponenten interessieren, wurde von der Anwendung dieses Verfahrens abgesehen. Eine Bestimmung der Strömungsbildung im Heißmodell konnte daher nicht vorgenommen werden.

Mit Hilfe einer Temperaturmessung des Bades, die in Abschnitt 4.2.3.2 noch näher erläutert wird, kann jedoch auf die Güte der Wärmeeinkopplung in das System - auch auf konvektivem Wege - geschlossen werden.

4.2.1 MESSUNG DER EINDÜSUNGSMENGE

Die Messung der Eindüsungsmenge erfolgt mit einem

Schwebekörper-Durchflußmeßgerät. An der Durchflußmeßstelle werden gleichzeitig die Temperatur und der Druck des durchströmenden Stickstoffs gemessen. Da weiterhin Inertgastemperatur und -druck in der Eindüslungslanze vor dem Gaseintritt in die Blasen säule gemessen werden, lassen sich die Volumenströme am Rotameter und in der Düse sowie die Massenströme des Inertgases berechnen. Der Volumenstrom des Stickstoffs wurde im Bereich zwischen 8 und 32 Nm³/h variiert. Bei einer Temperaturdifferenz zwischen N₂-Eintritt und -Austritt von 300 °C entsprechen diesen Durchsätzen Wärmemengen von 1,086 kW bzw. 4,343 kW.

4.2.2 MESSUNG DER O₂-KONZENTRATION IM KREISLAUF

Um eine Kontrolle über den Grad der Inertisierung des Systems und über Leckagen im Dauerbetrieb zu besitzen, ist eine Messung und Überwachung der O₂-Konzentration im Kreislaufgas dringend erforderlich. Die hierzu gewählte Meßstelle liegt sinnvollerweise im Eindüslungsstrang. Als Analysator wurde das Modell 715 Process Oxygen Monitor der Firma Beckmann Instruments eingesetzt. Die Meßwerterfassung mit Hilfe eines Sensors beruht auf Sauerstoffpartialdruckmessung. Der Sensor besteht aus einer Kammer, die mit einem Elektrolyt gefüllt ist und in der sich eine Gold-Kathode und Silber-Anode befinden. Durch eine Teflon-Membrane diffundiert der Sauerstoff entsprechend seinem Partialdruck und dem herrschenden Gesamtdruck. Er bewirkt entsprechend der anliegenden Spannung einen Strom zwischen Anode und Kathode, der proportional dem Sauerstoffpar-

tialdruck ist und als Meßgröße verstärkt und angezeigt wird. Das Gerät besitzt zwei Meßbereiche und kann an Umgebungsluft oder an reinem Stickstoff geeicht werden.

Die Messung wird an einem Meßstutzen hinter einem Reduzierventil vorgenommen. Das entweichende Gas, dessen Menge sehr klein gegenüber der Kreislaufmenge ist, hat somit stets Umgebungsdruck. Eine Berücksichtigung der aufgrund von unterschiedlichen Eintauchtiefen und Durchsätzen im System auftretenden Druckschwankungen, die sich bei Messung im Hauptstrang ergeben würden, entfällt somit.

4.2.3 MESSUNG DER TEMPERATUREN IM GESAMTSYSTEM

Die Systemtemperaturen werden mit NiCr-Ni Thermoelementen gemessen. Die Thermospannungen werden mit einem Thermostaten, dessen Temperatur auf 50 °C gehalten wird, kompensiert. Die korrigierten Thermospannungen werden von einem Digitalvoltmeter angezeigt und mit Hilfe von vorher aufgenommenen Eichkurven bestimmt. Die Temperaturen wurden ferner mittels eines Mehrkanal-Punktschreibers mit eingebauter Temperaturkompensation erfaßt. Dieses Meßverfahren eignet sich im besonderen zur langzeitigen Überwachungen von Betriebstemperaturen, die nicht mit sehr großer Genauigkeit vorliegen müssen, sowie zur Überwachung der An- und Abfahrvorgänge des Systems.

4.2.4 MESSUNG DER TEMPERATURGRADIENTEN IM BAD

Zur Messung der Temperaturen in der Schmelze wurde

ein Koordinatengerät entwickelt, mit dem ein Thermoelement durch die Schmelze geführt werden kann. Es handelt sich um ein in den drei Koordinatenrichtungen verfahrbares System, dessen Achsen senkrecht zu den Wannenflächen stehen. Es ist aus Grundelementen aufgebaut, die von der Firma Spindler und Hoyer für optische Bänke hergestellt werden, Bild 3.7.

Das Koordinatengerät wird an die Zinkwanne angeflanscht und kann mit zwei Säulen justiert werden, so daß hiermit die lotrechte Achse (der Turm) orthogonal zum Zn-Spiegel des Arbeitsraumes eingestellt werden kann. Die beiden Koordinatenachsen in der horizontalen Ebene können am Flansch sowie in der 3. Ebene, der Verschiebeeinrichtung am Turm, so eingestellt werden, daß die horizontale Ebene parallel zum Zinkspiegel verschiebbar ist.

4.2.5 LECKRATENMESSUNG

Die Leckratenmessung wurde nach der Konzeption, die sich bei der Durchführung der Versuche an den Kaltmodellen bewährt hat, weiterentwickelt.

Ein gasdichter Abschluß des Arbeitsraumes, wie er bei den Kaltmodellen durch eine festgeschraubte Deckelplatte mit Dichtung erreicht wurde, ist beim Heißmodell wegen der Undichtigkeit der äußeren Stahlkonstruktion, wegen auftretender Wärmedehnungen und Verwerfungen und auch wegen der erschwerten Handhabung nicht praktikabel.

Daher wurde eine Glocke entwickelt, die gut an den Querschnitt des Arbeitsraumes angepaßt ist, so daß nur ein schmaler Spalt zwischen ihr und der Wannenausmauerung besteht.

Auf diese Weise wird lediglich der vernachlässigbar kleine Teil der Leckrate nicht erfaßt, der bei eingesetzter Glocke in den Spalt zwischen Glocke und Ausmauerung gelangt und dort aufsteigt.

5. VERSUCHSDURCHFÜHRUNG UND DISKUSSION DER VERSUCHS- ERGEBNISSE

5.1 KALTMODELL IM MASSTAB 1:1

Bei der Versuchsdurchführung [31] sind die Trennwandgeometrie, der Volumenstrom der Luft und die Eindüsungstiefe variiert worden, Tabelle 5.1, Bild 5.1.

Zur Verdeutlichung des Strömungsbildes sind jeweils eine dreidimensionale Darstellung, die die Veränderung der Strömung in unterschiedlichen Wannenebenen zeigt, sowie eine Darstellung der 3. Bildebene, in der Randeffekte die Strömungsbildung nicht mehr beeinflussen, angegeben, Bilder 5.2 bis 5.5.

5.1.1 STRÖMUNGSBILDER DER TRENNWANDGEOMETRIEN I BIS IV (VERSUCHE 1 BIS 9)

Die Trennwand ist bei diesen Versuchen als Lochplatte ausgebildet. In den Versuchen 1 und 2 sind sämtliche Lochreihen geöffnet, in den Versuchen 3 bis 6 wurden die nicht durchströmten Bereiche der Trennwand zugeklebt, und in den Versuchen 7, 8 und 9 (Bild 5.2) wurden zusätzlich Abweisbleche (Z-Profile) auf der Seite des Begasungsraums vor die oberen Lochreihen der Trennwand montiert. Durch diese Maßnahmen konnte die Leckrate von 1,96 % (Versuch 1) auf 0,86 % (Versuch 9) bei etwa gleichen Durchsätzen und Eindüsungstiefen verringert werden. Im Eindü-

sungsraum wird infolge der Mammutpumpenwirkung der Blasensäule eine Beschleunigung der Strömung bewirkt. Im Versuch 1 liegt die mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Betriebsraum zwischen 3 und 8 cm/s und im Versuch 2, Bild 5.3, infolge höheren Gasdurchsatzes zwischen 7 und 12 cm/s.

Hingewiesen sei außerdem auf die Symmetrie der Bildebenen 1 und 5, sowie 2 und 4, Bild 5.3, rechte Bildhälfte.

Bis auf kleine Verwirbelungen am Wannenboden weisen die sich entsprechenden Ebenen gleiche Strömungsbilder auf. Die prinzipielle Strömungsbildung ist bei allen Versuchen unabhängig vom Luftdurchsatz, lediglich die Intensität der Durchströmung ändert sich.

Bei Betrachtung der Leckraten in Abhängigkeit der Eintauchtiefe und des Gasdurchsatzes ergibt sich für die Versuche 1 bis 9 ein Ansteigen der Leckageverluste mit zunehmenden Eindüsungstiefen und Volumenströmen, vgl. Tabelle 5.1. Dies trifft auch für die Trennwandgeometrie IV zu, weil an den Rändern der vormontierten Z-Profile Verwirbelungen entstehen, die insbesondere bei großen Volumenströmen leckratenerhöhend wirken.

5.1.2 STRÖMUNGSBILDER DER TRENNWANDGEOMETRIEN V UND VI (VERSUCHE 10 BIS 12)

Die Trennwandgeometrien V und VI unterscheiden sich

nur in der Höhe der Öffnung zwischen Eindüsungs- und Betriebsraum.

Aus Bild 5.4 geht hervor, daß bei diesen Versuchen der untere Teil des Eindüsungsraumes vollständig von der Wanne abgetrennt worden ist. Er hat nur noch eine Tiefe von 0,95 m.

Trotz verschiedener Eindüsungstiefen und Luftdurchsätze unterscheiden sich die Strömungsausbildungen bei diesen Versuchen nur geringfügig. Durch den oberen Teil der Trennwandöffnung wird Wasser in den Eindüsungsraum angesaugt. Die Ansaugwirkung der Düse ist eine Folge des Mammutpumpeneffektes. Über der Düsenplatte wird ein Teil der kontinuierlichen Phase beschleunigt, wodurch sich entsprechend der Bernoulli'schen Gleichung ein Unterdruckgebiet um die Eindüsung herum ausbildet.

An der Außenwand des Eindüsungsraumes stellt sich eine intensive Abwärtsströmung des Wassers ein, die am Boden des Begasungsraumes in die horizontale Richtung umgelenkt wird und von dort mit relativ großer Strömungsgeschwindigkeit in den Betriebsraum eintritt. Es bilden sich zwei stationäre Wirbelwalzen in der oberen und unteren Hälfte des Betriebsraumes, die für diese Geometrie charakteristisch sind. Wie bereits bei den Versuchen 1 bis 9 festgestellt, ergibt sich auch hier und in allen folgenden Versuchen eine Zunahme der Strömungsintensität mit wachsendem Gasdurchsatz.

Die Trennwandgeometrien V und VI ermöglichen gegen-

über den zuvor betrachteten Geometrien bei niedrigerer Eindüsungstiefe eine gute Durchströmung der Wanne. Ein weiterer Vorteil dieser Trennwandgeometrie ist die Unterdrückung der Leckrate unter die Nachweisgrenze. In Versuch 6 (Trennwandgeometrie III) ist es zwar gelungen, die Leckrate zu Null zu machen, dies ist aber dort mit einem weniger guten Austausch zwischen Eindüungs- und Betriebsraum verbunden.

Hingewiesen sei noch auf die Verkleinerung des Wannenvolumens infolge des hochgezogenen Bodens des Eindüungsraumes um 20 % gegenüber den anderen, hier untersuchten Trennwandgeometrien.

5.1.3 STRÖMUNGSBILDER DER TRENNWANDGEOMETRIEN VII BIS X (VERSUCHE 13 BIS 20)

In diesen Versuchen ist die Trennwand als versetztes Wehr ausgebildet, das aus drei Platten besteht, und zwar aus dem Oberteil, das 0,45 m vom Spiegel aus in das Bad eintaucht, dem Mittelteil, das in der Höhe beliebig verstellt werden kann und dem Unterteil, das am Wannenboden montiert ist. Mittel- und Unterteil der Trennwand sind fluchtend angeordnet und gegenüber dem Oberteil um 100 mm in den Begasungsraum versetzt. Es können daher unterschiedliche Überschneidungen (50, 100 und 200 mm) zwischen Ober- und Mittelteil der Trennwand eingestellt werden.

Der Strömungsverlauf im Betriebsraum der Wanne ist

gegenüber den vorangegangenen Versuchen stärker verzweigt, Bild 5.5. Aus dem Spalt zwischen Ober- und Mittelteil der Trennwand tritt ein zum Wannenhoden gerichteter, dicht an der Trennwand geführter Strom in den Betriebsraum aus. Im Vergleich zu den Versuchen 10 bis 12 bewirkt diese Trennwandgeometrie eine weniger befriedigende Modell-durchströmung. Die Leckrate ist auch bei diesen Versuchen gering (nicht meßbar). Bei den Versuchen 15 bis 18 konnte eine starke Abhängigkeit des Strömungsbildes von der Eindüsungstiefe festgestellt werden. Bei einer Überlappung von Ober- und Mittelteil der Trennwand von 200 mm (Versuche 19 und 20) stellt sich gegenüber den Versuchen 13 bis 18 (Überlappung 50 und 100 mm) eine nur unvollständige Durchströmung des Betriebsraumes ein.

5.1.4 ZUSAMMENFASSUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE AM KALT- MODELL IM MASSTAB 1:1

Bei allen untersuchten Geometrien läßt sich eine Modelldurchströmung erreichen, bei der keine Leckrate auftritt. Somit sind alle drei Konzeptionen grundsätzlich funktionstüchtig. In Hinblick auf die Badumwälzung im Betriebsraum und den Flüssigkeitsaustausch zwischen Eindüungs- und Betriebsraum ergeben sich jedoch recht beträchtliche Unterschiede. Während bei der Lochplatte und der versetzten Wehrgeometrie lediglich ein geringer Flüssigkeitsaustausch zwischen Eindüungs- und Betriebsraum stattfindet, kann bei der Konzeption des reduzierten Eindüungskammervolumens mit einfachem Wehr ein wesentlich verstärkter Austausch

festgestellt werden. Bei letztgenannter Geometrie, die sich im weiteren durch einfachen Aufbau und verringertes Wannenvolumen auszeichnet, ist gleichzeitig die Abhängigkeit von der Eindüsungstiefe geringer.

In den folgenden Untersuchungen am Kaltmodell (Maßstab 1:4) sowie am Heißmodell wird daher eine Weiterentwicklung der Konzeption des reduzierten Eindüsumgsraum-Volumens mit einfachem Wehr vorgenommen.

5.2 KALTMODELL IM MASSTAB 1:4

Die Versuche am kleinen Kaltmodell /³²7, Tabelle 5.2, wurden ergänzend zur ursprünglich vorgesehenen Vorgehensweise in das Versuchsprogramm aufgenommen. Zunächst dienten sie dazu, nachzuweisen, ob sich bei Verkleinerung der Modellgröße ein im Vergleich zum großen Kaltmodell ähnliches Strömungsbild für die interessierenden Trennwand-Geometrien V und VI einstellt. In Bild 5.6, in dem die Wannenhöhe und -breite dadurch dimensionslos dargestellt sind, daß die laufenden Längen auf die Gesamtlängen der Wannn bezogen sind, wird eine weitgehende Ähnlichkeit der Durchströmungen in beiden Modellen deutlich. Die Wirbelausbildung im unteren und oberen Teil des Betriebsraumes ist bei beiden Modellen nahezu identisch.

Von besonderer Bedeutung ist diese Feststellung für die Auslegung des Heißmodells. Sofern keine ähnlichen Strömungsbilder vorlägen, wäre eine

Untersuchung der Badumwälzung nur an einer mit Flüssigzink gefüllten Wanne in Originalgröße möglich. Eine solche weist einen Inhalt von $2,7 \text{ m}^3$ und eine Masse von etwa 18.000 kg auf und hätte bezüglich des Wärmebedarfs, der damit verbundenen Inertgas-Umwälzmenge und der erforderlichen Sicherheitsvorkehrungen den Rahmen einer Technikumsuntersuchung gesprengt.

Weiterhin gestattet das kleine Kaltmodell wegen seiner einfacheren Handhabbarkeit, Untersuchungen parallel zu denen am Heißmodell vorzunehmen. Damit lassen sich die aufwendigen, experimentell schwierigen und kostenintensiven Heißversuche auf eine minimale Anzahl beschränken.

Am Kaltmodell im Maßstab 1:4 können weitergehende Verbesserungen der am großen Kaltmodell als optimal ermittelten Trennwandgeometrien vorgenommen werden.

Wie beim großen Kaltmodell bei den Versuchen 10 bis 12 sind auch beim kleinen Kaltmodell alle Strömungsbilder dadurch gekennzeichnet, daß die kontinuierliche Phase durch den Spalt zwischen Wehrunterkante und Düse in den Begasungsraum gesogen wird, und daß sich zwischen Düse und Außenwand der Wanne eine Abwärtsströmung einstellt. Um die kinetische Energie der Abwärtsströmung in möglichst hohem Maß zur Badumwälzung im Betriebsraum auszunutzen, wird beim 1:4 Kaltmodell in Abweichung von den Trennwandgeometrien V und VI des großen Kaltmodells ein Einsatz mit einer Ausrundung entsprechend einem Viertelkreis auf den hochgezogenen Boden des Begasungs-

raumes montiert, Bild 5.7. Infolge der nunmehr wirbelfreien Umlenkung des Austrittsströms treten geringere Dissipationseffekte als am großen Kaltmodell auf. In Bild 5.7 sind weiterhin die untersuchten Düsenformen a, b, c und d sowie die unterschiedlichen Positionen der Gesamtgeometrie im Bad A und B dargestellt. Zunächst wurden bei beibehaltener Geometrie A die Strömungsausbildungen der Düsenformen a, b, c und d untersucht. Für die gesamte Eindüsungsgeometrie wurden daher die Zeichnungen Aa, Ab, Ac usw. gewählt.

Für das Auftreten der Leckageverluste liegen im wesentlichen zwei Gründe vor:

Fall 1: Leckageverluste, hervorgerufen durch kleine Blasen, die mit der Hauptumwälzung in den Betriebsraum gelangen.

Kleine Blasen, deren Steiggeschwindigkeit geringer als die Strömungsgeschwindigkeit der Abwärtsströmung ist, werden unter die Düsenplatte und von dort in den Betriebsraum gefördert. Da die Strömungsgeschwindigkeit im Bereich unter der Düsenplatte bereits wesentlich geringer ist als im Kanal zwischen Düse und Wannenaußenwand, steigen die größeren Blasen bis unter den Düsenboden auf und werden dann infolge der Ansaugwirkung der Düse wieder in die Blasensäule zurückbefördert. Die kleineren Blasen steigen erst im Betriebsraum nach längerer Zeit an die Badoberfläche auf. Dieser Anteil der Leckageverluste ist verfahrensbedingt und tritt stets bei Blasensäulenheizungen mit gleichzeitiger Badumwälzung auf.

Fall 2: Leckageverluste, die durch Druckpulsationen hervorgerufen werden

Eine weitere Ursache für Leckageverluste sind geringe Druckschwankungen, die vom Gebläse ausgehen, und die unterschiedliche Blasenablösungen und damit Änderungen des Turbulenzgrades in der Blasensäule hinter dem Düsenaustritt bewirken. Werden hierdurch Luftblasen am freien Aufstieg behindert, so können Blasen-schwärme seitlich ausgelenkt und durch den Strömungs-querschnitt zwischen Düsenober- und Wehrunterkante in den Betriebsraum abgedrängt werden. Dieser Effekt tritt insbesondere bei positiven relativen Eindüsungstiefen auf, Bild 5.8, Geometrie Ab, $\Delta h = +25$ mm (zur Erläuterung der relativen Eindüsungstiefe Δh vgl. Bild 3.8). Das Austreten der Luftblasen wird bei relativen Eindüsungstiefen $\Delta h = -25$ und ± 0 mm durch das Wehr verhindert. Bei diesen Geometrien wird die Leckratengröße ausschließlich durch Fall 1 bestimmt.

5.2.1 EINDÜSUNGSGEOMETRIE AA

Zunächst wurde der Nachweis gleicher Strömungsausbildung in verschiedenen Ebenen der Wanne erbracht (Versuch 21). Da der ohnehin kleine Einfluß der Wannengerandung in den mittleren Bildebenen am geringsten ist, wird stets die 2. Bildebene als repräsentativ für die Strömungsausbildung betrachtet. Aus den Strichlängen der Strömungsfotos läßt sich - wie auch beim Kaltmodell im Maßstab 1:1 - die Strömungsgeschwindigkeit im oberen Teil des Betriebsraumes zu etwa 12 - 19 mm/s abschätzen, Bild 5.9, links.

5.2.2 EINDÜSUNGSGEOMETRIE Ab

Bei Versuch 21 wurde eine Wirbelbildung unter der Düsenplatte beobachtet, die ihre kinetische Energie aus der Abwärtsströmung im Begasungsraum bezieht. Um die Wirbelbildung an dieser Stelle zu verhindern und damit die zur Badumwälzung verwendbare kinetische Energie zu vergrößern, wurde ein Leitblech unter der Düse angebracht, Bild 5.9, Mitte. Bei Vergleich der Strömungsgeschwindigkeiten im Betriebsraum ergibt sich für die Düsenform Ab mit etwa 25 mm/s eine gegenüber der Form Aa verbesserte Modelldurchströmung.

5.2.3 EINDÜSUNGSGEOMETRIE Ac

Bei Düsengeometrie Aa wurde weiterhin beobachtet, daß sich unmittelbar am äußeren Düsenrand zwischen Düse und Außenwand der Wanne eine geringfügige Aufwärtsströmung einstellt. Sie ist auf die Ansaugwirkung der Blasensäule zurückzuführen. Hierdurch wird die im äußeren Spalt ebenfalls vorliegende Abwärtsströmung, die aus dem Eindüsungsraum herausführt, behindert.

An dem zur Außenwand hin gelegenen Düsenrand wurde daher ein Leitblech so angebracht, Bild 5.9, rechts, daß sich der Unterdruck über der Eindüsung nur über den Spalt zwischen Trennwand und Düse auswirken kann und die Abwärtsströmung am anderen Düsenrand nicht mehr behindert wird. Erwartungsgemäß bewirkte

das Leitblech eine verstärkte Durchströmung der Wanne gegenüber den vorangegangenen Versuchen. Die mittlere Strömungsgeschwindigkeit im Betriebsraum liegt mit etwa 40 mm/s um das 2- bis 3-fache höher als bei Geometrie Aa.

Aufgrund der Leckageursache 'Fall 1' ergibt sich für kleine relative Eindüsungstiefen $\Delta h = -25$ und ± 0 mm eine Vergrößerung der Leckrate. Für die größere relative Eindüsungstiefe $\Delta h = + 25$ mm wurde zunächst nach den vorangegangenen Versuchen entsprechend der Leckageursache 'Fall 2' eine verstärkte Leckrate vermutet. Durch die intensive Badumwälzung wird jedoch auch die Ansaugwirkung der Blasensäule verstärkt, und die Blasenschwärme, die bei den vorangegangenen Versuchen infolge Druckpulsation in den Betriebsraum entweichen konnten, werden nun wieder in den Eindüsumgsraum zurückgesogen.

5.2.4 EINDÜSUMSGEOMETRIE AD

Düsumgeometrie Ad, Bild 5.10, links, stellt eine Kombination der Geometrien Ab und Ac dar. Sie liefert bei einer gegenüber Geometrie Ac leicht verbesserten Leckrate mit mittleren Strömungsgeschwindigkeiten von etwa 55 mm/s die intensivste Badumwälzung im Betriebsraum und kann als strömungstechnisch günstigste Geometrie angesehen werden, da sich die Vorzüge der Geometrien Ab und Ac in ihr vereinigen.

5.2.5 DER EINFLUSS EINER UNTERSCHIEDLICHEN HÖHE DER GE- SAMTGEOMETRIE IN DER WANNE, EINDÜSUNGSGEOMETRIE Bd

Wenn von der Frage des Wärmeüberganges in der Blasensäule zunächst abgesehen wird, so ergibt sich aufgrund des Druckverlustes die Zielsetzung, bei einer möglichst geringen Eintauchtiefe eine noch vollständige Wannendurchströmung zu erreichen. Da mit abnehmender Eindüsungstiefe die in der Blasensäule an das Bad abgegebene kinetische Energie geringer wird, sind erwartungsgemäß die Betriebsraumdurchströmungen bei angehobener Gesamtgeometrie weniger intensiv. Bei relativen Eindüsungstiefen von $\Delta h = - 25$ und $+ 0$ mm stellt sich eine unzureichende Betriebsraumdurchströmung ein, die sich erst bei $\Delta h = + 25$ mm wieder verbessert, Bild 5.10, Mitte und rechts.

5.2.6 ZUSAMMENFASSUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE AM KALTMO- DELL IM MASSTAB 1:4

Bei sämtlichen Untersuchungen am kleinen Kaltmodell stellten sich Betriebsraumdurchströmungen ein, die denen, die am großen Kaltmodell an den Geometrien V und VI gefunden wurden, ähnlich sind. Die Strömungsgeschwindigkeit im Betriebsraum konnte bei der Geometrieform Ad bei nur unwesentlich veränderter Leckrate um den Faktor 2 bis 3 gegenüber Geometrie Aa verbessert werden. Jedoch stellt sich bereits bei Geometrie Aa eine gute Wannendurchströmung ein.

6. VERSUCHSDURCHFÜHRUNG AM HEISSMODELL

In diesem Teil der Ausführungen wird in einen apparativen und in einen experimentellen Teil der Versuchsdurchführung gegliedert. Während der apparative Teil Aufheiz- und Abkühlvorgänge sowie die Inertisierung des Systems behandelt, wird im experimentellen Teil auf die durchgeführten Messungen eingegangen.

6.1 APPARATIVE VORAUSSETZUNGEN

Bei den zuerst am Heißmodell durchgeführten Versuchen zeigte sich, daß die Aufheizung der Wanne bei Verwendung eines Propangasbrenners ständig überwacht werden muß und etwa 2 1/2 Tage benötigt. Um dieses ungünstige Erwärmungsverfahren zu umgehen, wurde ein elektrisch betriebenes Strahlungsheizungs-System entwickelt, mit der die Schmelze auf etwa 500 °C gehalten werden kann. Zwischen den einzelnen Versuchen kann somit die Verlustwärme des Systems insbesondere auch dann gedeckt werden, wenn Instandsetzungs- und Umrüstungszeiten erforderlich sind.

Zum Anfahren der Versuchsanlage sind mehrere Vorbereitungen gleichzeitig zu treffen, die im folgenden beschrieben werden:

a) Aufheizen des Inertgas-Erhitzen-Systems:

Das elektrische Heizsystem besitzt eine größere Wärmekapazität als der gasbefeuerte Erhitzer und muß

daher über eine längere Zeit (etwa 3 h) langsam auf Betriebstemperatur gebracht werden. Die Aufheizzeit des gasbefeuchten Inertgaserhitzers beträgt dagegen lediglich etwa 30 min.

Beide Gaserhitzer werden während des Aufheizvorganges mit Luft durchströmt, die aus dem Druckluftnetz durch Öffnen von Ventil (9), Bild 3.5, bei im übrigen geschlossenen Ventilen, entnommen wird. Bei beiden Systemen soll ein Aufheizen mit voller Heizleistung vermieden werden, da durch die sonst hohen Wärmespannungen Schäden auftreten können. Während der Versuchsdurchführung hat sich gezeigt, daß zur Kontrolle des gasbefeuchten Erhitzungssystems besondere Aufmerksamkeit erforderlich ist, da das System sehr schnell auf veränderte Durchsätze wie auch auf veränderte Heizleistungen reagiert. Das elektrisch beheizte System besitzt dagegen eine wesentlich größere Verzugszeit und wird zudem durch ein Regelungssystem kontrolliert.

Die Versuche ließen erkennen, daß nur ein leichtes Beheizungssystem, das wegen variabler Eindüsungstiefen gut in der Höhe verstellt werden kann, die Versuchsbedingungen befriedigend erfüllt. In dieser Hinsicht ist das elektrische System dem gasbefeuchten überlegen. Letzteres benötigt auf der Inertgasseite eine kurze elastische Verbindung in Form eines Metallschlauches, wogegen bei der elektrischen Beheizung die Eindüsungslanze direkt am Ofen befestigt werden kann. Bei den hier erforderlichen Eindüsungstemperaturen von 800 bis 900 °C konnten selbst mit hitzebeständigen oder hochwarmfesten Werkstoffen nur Lebensdauern von wenigen

Stunden für die eingesetzten Metallschläuche erzielt werden. Es traten Werkstoffversprödungen auf (Grobkornbildung), und in der Nähe der Flansche an den Enden des Schlauches bildeten sich Risse.

Schließlich wurde jedoch lediglich mit dem gasbefeuerten Erhitzungssystem gearbeitet, da dieses sich im Betrieb als weniger störanfällig hinsichtlich der im Filtersystem nicht abgeschiedenen, noch im Kreislauf befindlichen Verunreinigungen (z.B. Zinkoxid) erwies.

Beim elektrischen Beheizungssystem ergaben sich dagegen infolge der dort erheblich höheren Heizelement-Temperaturen bei Überlagerung von thermischer, korrosiver und mechanischer Beanspruchung nur kurze Lebensdauern von wenigen Stunden. Bei Betriebsausfall des elektrischen Systems mußten daher jeweils neue Heizspiralen gewandelt und in den Ofen eingebaut werden, was längere Betriebsausfälle zur Folge hatte.

b) Inertisierung des Systems (vgl. Abschn. 3.3.7):

Zeitlich parallel zur Aufheizung des Inertgaserhitzers vollzieht sich die Inertisierung des Systems. Sie wird in vier Abschnitten durchgeführt:

- Inertisierung des Kompressor-Windkessels:

Hierzu werden die Ventile ④, ⑤, ① und ⑦, Bild 3.5, geschlossen und die Ventile ⑥ und ⑩ geöffnet. Die Wasserringpumpe wird eingeschaltet und der Kessel evakuiert.

Durch Schließung der Ventile (6), (3) und (11) sowie Öffnen von (4), (13) und (14) strömt Stickstoff aus Flaschen in den Windkessel, bis der für die Auslegung des Ventils (8) erforderliche Windkessel-
druck von 8 bar erreicht ist.

- Inertisierung des Bypass-Kreislaufs:

Die Ventile (2), (4) und (11) werden geschlossen. Auf das Schließen von Ventil (7) kann verzichtet werden, da das pneumatisch betätigte Stellventil (8) im drucklosen Zustand durch Federkraft geschlossen ist. Durch Öffnen von (12) wird das System mit Hilfe der Wasserringpumpe evakuiert. Sodann wird (12) geschlossen und durch Öffnen von (14), (13) und (3) Stickstoff eingeleitet, bis sich erneut Umgebungsdruck im Saugstrang eingestellt hat. Werden nun die Ventile (10), (12), (3), (1) und (4) geschlossen und (5), (6) und (7) geöffnet, so können der Regelkreis und der Kompressor eingeschaltet werden. Der Kompressor fördert dann den gesamten Inertgas-Volumenstrom durch den Bypass.

- Inertisierung des Eindüsungsstrangs:

Durch Öffnen von (11) und Schließen von (9) wird der Durchsatz durch den Gaserhitzer von Luft auf Stickstoff umgestellt, der - wie vorher auch die Luft - durch die nicht in das Bad eingetauchte Eindüsungsvorrichtung in die Umgebung entweicht. Nach 10 bis 15 min. kann davon ausgegangen werden, daß reiner Stickstoff im Gaserhitzer ist. Von der Inertisierung ausgenommen sind auf diese Weise lediglich das geringe Volu-

men des zur Inertgaskühlung eingesetzten Wärmeübertragers sowie das Rohrleitungsvolumen zwischen diesem und der Glocke. Das Absenken und Positionieren der Glocke und der Eindüsung erfolgt unter gleichzeitigem Durchsatz von Stickstoff aus den Flaschen.

- Schließen des Gesamtkreislaufs:

Ist die Glocke in Position gebracht, so wird der Gasaustrittsstutzen an dieser an die Absaugleitung angeflanscht und gleichzeitig Ventil ② geöffnet, so daß das durch den Hauptstrang in die Glocke einströmende Inertgas jetzt in den Kreislauf zurückgeführt wird.

Schließt man nun noch die Ventile ⑪, ⑬ und ⑭ und öffnet Ventil ①, so arbeitet das System im inerten Kreislauf.

Entsprechend der Durchsatzmenge im Hauptstrang, die der Eindüsungsmenge entspricht, ist nun der Unterdruck im Schwerkraftabscheider einzustellen, um eine vollständige Absaugung aus der Glocke zu erzielen.

Im stationären Dauerbetrieb sind stets Ofentemperatur und Inertgasdurchsatz zu kontrollieren.

Wenn das System abgeschaltet werden muß, so ist bei eingetauchter Glocke die Eindüsungslanze aus dem Bad herauszuziehen. Der Austrittsstutzen der Glocke ist vom Rücklauf abzuflanschen, wobei gleichzeitig Ventil ② zu schließen ist, damit

kein Luftsauerstoff in das System eingesogen wird.

Um die Strahlungsheizung zur Temperierung des abgeschalteten Systems einsetzen zu können, wird nun die Glocke aus dem Bad herausgehoben. Ventil ① wird geschlossen und gleichzeitig Ventil ⑨ geöffnet. Der Gasdurchsatz beim Abkühlen der Heizaggregate erfolgt also aus dem Druckluftnetz. Bei späterem Wiederaufahren der Anlage ist daher lediglich der Eindüsungsstrang zu inertisieren. Vor dem Einsatz der Strahlungsheizung muß außerdem das in der Höhe verstellbare Wehr der Trennwand nach oben aus der Wanne herausgezogen werden.

6.2 DURCHFÜHRUNG DER HEISSVERSUCHE

Am Heißmodell wurde zunächst die Temperaturverteilung im Betriebsraum gemessen, um Rückschlüsse auf den Grad der Wärmeeinkopplung in den Betriebsraum vornehmen zu können. Sodann wurden bei unterschiedlichen Inertgasdurchsätzen und Eindüsungstiefen die Eindüsungstemperaturen und Gasaustrittstemperaturen an der Glocke gemessen, um Aussagen über die erforderliche Eindüsungstiefe in Zusammenhang mit dem Wärmeübergang beim Heißmodell machen zu können. Außerdem wurden die relative Höhendifferenz zwischen Wehrunterkante und Düse Δh sowie die Eintauchtiefe des Wehrs Bild 3.8, variiert.

Die Leckratenmessung konnte nicht - wie ursprünglich vorgesehen - vorgenommen werden, da bei den Heißversuchen nicht voraussehbare metallurgische und verfahrenstechnische Phänomene (Emulsionsbildung) auftraten. Hierauf wird in der Diskussion der Versuchsergebnisse noch näher eingegangen.

In Abweichung von den Versuchen am kleinen Kaltmodell (Abschn. 5.2) wurden aus Werkstoff-Gründen, die ebenfalls später erläutert werden, die dort verwendeten Düsengeometrien b, c und d am Heißmodell nicht eingesetzt. Es wurde lediglich mit Düsengeometrie a gearbeitet, die, wie am 1:4-Kaltmodell gezeigt werden konnte, ebenfalls eine befriedigende Durchströmung des Betriebsraumes bewirkt.

Außerdem wurde die Umlenkung am Boden des Eindüsenraums als schräge Platte ausgebildet, die eine stärkere Durchströmung des unteren Wannensbereichs hervorruft als dies bei dem Umlenkteil in Form eines Viertelkreises des 1:4-Kaltmodells der Fall ist; dieses bietet zudem fertigungstechnische Vorteile

7. DISKUSSION DER VERSUCHSERGEBNISSE

Bei der Diskussion der am Heißmodell gewonnenen Versuchsergebnisse wird zunächst auf die Übertragbarkeit der Ergebnisse der Kalt- auf die Heißversuche eingegangen, wobei insbesondere die thermischen Effekte und der Einfluß des Mammutpumpeneffektes erörtert werden. Daran anschließend wird die bei den Heißversuchen aufgetretene Emulsionsbildung an der Oberfläche des Betriebsraumes, die eine wesentliche Beeinträchtigung des Verfahrens darstellt, im Hinblick auf Ursachen und Beseitigungsmöglichkeiten behandelt. Danach werden die Versuchsergebnisse hinsichtlich Eindüsungstiefe, Volumendurchsatz sowie relativer Höhendifferenz Δh zwischen Wehrunterkante und Düse diskutiert, wobei Richtlinien zur Gestaltung des halboffenen Systems angegeben werden. Schließlich wird auf die werkstofftechnischen Anforderungen an die Eindüsungssapparat eingegangen.

7.1 ÜBERTRAGBARKEIT DER ERGEBNISSE DER KALTVERSUCHE AUF DAS HEISSMODELL

Bei inkompressiblen Fluiden mit hoher Wärmeleitfähigkeit und geringem thermischen Ausdehnungskoeffizienten sind die Temperatur- und Dichtedifferenzen zwischen den einzelnen (gedachten) Fluid-Elementen im Innern der Flüssigkeit sehr gering. Bildet man daher die Grashof-Zahl (Gl. (2.-26), Abschn. 2.2) in diesem Fall abweichend von der allgemein üblichen Weise für einzelne Fluid-Elemente im Innern der Wanne,

so ergeben sich sehr viel kleinere Werte als bei Fluiden schlechter Wärmeleitfähigkeit mit ausgeprägten Temperaturdifferenzen. Eine Auftriebswirkung der durch die Grashof-Zahl charakterisierten freien Konvektion, die einer thermisch bedingten Dichteströmung entspricht, tritt also im Inneren gut leitender Fluide praktisch nicht auf.

Da beim flüssigen Zink die oben genannten Eigenschaften vorliegen, bedeutet dies für die an den Kaltmodellen entwickelten Strömungsbilder, daß sie nahezu unverändert auch im Heißmodell auftreten und in diesem Fall kaum thermisch verursachte Analogie-defekte in der Strömungsbildung zwischen den Kaltmodellen und dem Heißmodell festgestellt werden.

Ein Vergleich mit Wannen herkömmlicher Bauart, die seitlich mit Brennern beheizt werden, bestätigt diesen Sachverhalt. Auch dort können über Wannentiefen und -breiten von etwa 2 m trotz recht unterschiedlicher lokaler Heizflächenbelastungen der Kesselwände lediglich geringfügige Temperaturdifferenzen festgestellt werden. Der Spiegel der Schmelze befindet sich vollkommen in Ruhe, es ist praktisch keine Strömungsbildung infolge von Dichte- bzw. Temperaturdifferenzen nachweisbar.

Nur so ist es auch erklärbar, daß die bei der Verzinkung anfallenden Hartzinkpartikel, auf den Boden der Wanne aussedimentieren, obwohl sie nur äußerst geringe Sinkgeschwindigkeit aufweisen, da die Teilchengröße nur wenige μm beträgt und nur eine geringe Dichtedifferenz zwischen Hartzink und Schmelze vorliegt [33] (Stokes'sches Gesetz, vgl. Abschn. 7.3).

7.2 ABSCHÄTZUNG DER GRÖSSE VON LEITUNG UND KONVEKTION BEI DER AUSKOPPLUNG DER WÄRME AUS DEM BEGASUNGS- RAUM

Die Wärmeübertragung aus dem Begasungs- in den Betriebsraum erfolgt nach den Gesetzen der Leitung und Konvektion. Infolge der sehr guten Wärmeleitfähigkeit flüssiger Metalle und insbesondere flüssigen Zinks erfolgt die Übertragung im Inneren von Verzinkungswannen herkömmlicher Bauart mit indirekter Beheizung im wesentlichen durch diesen Transportmechanismus.

Bei der Durchführung der Untersuchungen wurde daher zeitweilig davon ausgegangen, daß der Wärmebedarf des Betriebsraumes unter wesentlicher Ausnutzung der Wärmeleitung gedeckt werden könnte. Hierfür sprachen auch Untersuchungsergebnisse an Rohrbündelwärmeübertragern in der Flüssigmetalltechnologie [34 bis 36], wo gezeigt wird, daß in dem dort vorliegenden Anwendungsfall erst bei Strömungsgeschwindigkeiten $> 2 \text{ m/s}$ der konvektive Anteil gegenüber dem Leitungsanteil von Bedeutung wird. Die dort für sehr kurze Wege der Wärmeleitung ($s = 1/2$ Rohrdurchmesser) gefundenen Ergebnisse lassen sich jedoch nicht auf den vorliegenden Fall übertragen. Aus der nachfolgenden Abschätzung der Wärmeübertragungsanteile ergibt sich hier ein dominierender Anteil der Konvektion.

Der durch die Trennwandöffnung infolge von Leitung transportierte Wärmestrom

$$\dot{q} = \frac{\lambda}{s} \cdot \Delta T \quad \left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2} \right] \quad (7.-1)$$

führt unter Einbeziehung der Trennwandöffnung A mit $\dot{Q} = A \cdot \dot{q}$ auf den Wärmeleitstrom

$$\dot{Q}_1 = A \cdot \frac{\lambda}{s} \cdot \Delta T \quad \left[\text{W} \right] \quad (7.-2)$$

Eine Abschätzung des konvektiv in den Betriebsraum überführten Wärmestroms $\dot{Q}_{\text{kon}}$ erfolgt unter Verwendung der Beziehung

$$\dot{Q}_{\text{kon}} = \dot{M}_{\text{Zn}} \cdot \bar{c}_{\text{p,Zn}} \cdot \Delta T \quad \left[\text{W} \right] \quad (7.-3)$$

worin $\dot{M}_{\text{Zn}}$ der Massenstrom des umgewälzten Zinks, $\bar{c}_{\text{p,Zn}}$ dessen mittlere spezifische Wärmekapazität und ΔT die Temperaturdifferenz zwischen Begasungs- und Betriebsraum sind.

Bildet man das Verhältnis von Konvektions- zu Leitungswärmestrom $\dot{Q}_{\text{kon}}/\dot{Q}_1$ und führt dabei für den Massenstrom des Zinks

$$\dot{M}_{\text{Zn}} = w_{\text{Zn}} \cdot A \cdot \rho_{\text{Zn}} \quad \left[\frac{\text{kg}}{\text{s}} \right] \quad (7.-4)$$

ein, so ergibt sich als dimensionslose Kennzahl die Peclet-Zahl zu

$$\text{Pe} = \frac{\dot{Q}_{\text{kon}}}{\dot{Q}_1} = \frac{w_{\text{Zn}} \cdot \bar{c}_{\text{p,Zn}} \cdot \rho_{\text{Zn}}}{\lambda_{\text{Zn}}} \quad \left[- \right] \quad (7.-5)$$

die mit der Temperaturleitfähigkeit $a_{\text{Zn}} = \left(\frac{\lambda}{c_p \rho} \right)_{\text{Zn}}$ auch vereinfacht in der Form

$$\text{Pe} = \frac{w_{\text{Zn}} \cdot l}{a_{\text{Zn}}} \quad \left[- \right] \quad (7.-6)$$

geschrieben werden kann. Die Größe der Peclet-Zahl ist also ein direktes Maß für das Größenverhältnis der übertragenden Wärmemengen.

Bei 540 °C ergibt sich für Zink eine Temperaturleitfähigkeit $a_{Zn} = 2,1 \cdot 10^{-5} \text{ m}^2/\text{s}$. Nimmt man nun für die Leitung günstige Werte an, so ergeben sich mit einem mittleren Transportweg von $l = 0,5 \text{ m}$ und Strömungsgeschwindigkeiten des Zinks zwischen $0,01 \leq w_{Zn} \leq 0,04 \text{ m/s}$ Peclet-Zahlen im Bereich von

$$2,38 \cdot 10^2 \leq Pe \leq 9,52 \cdot 10^2.$$

Selbst im Bereich niedriger Strömungsgeschwindigkeiten ist demnach der konvektiv transportierte Wärmestrom 200 bis 1000 mal größer als der Wärmeleitungsstrom.

Die in den Eindüsungsraum eingebrachte Wärmemenge wird damit im wesentlichen durch Konvektion in den Betriebsraum abgeführt.

7.3 ZUR EMULSIONSBILDUNG IN BLASENSÄULEN-BEHEIZTEN VERZINKUNGSWANNEN

Als Schaum wird ein Mehrphasensystem bezeichnet, bei dem die Flüssigkeit ein Lamellargerüst bildet, das dadurch gekennzeichnet ist, daß die einzelnen Gasblasen sich wesentlich gegenseitig beeinflussen. Aufgrund von Beobachtungen an den Kaltmodellen sowie von Untersuchungen des auf der Badoberfläche befindlichen Zweiphasensystems treten bei diesem Beheizungsverfahren jedoch sehr kleine Blasen auf (mittlerer

Blasendurchmesser $< 0,1$ mm), deren mittlere Entfernung voneinander mehrere Blasendurchmesser beträgt. Da sich sehr kleine Blasen infolge des dann für die Blasenform maßgeblichen Einflusses der Oberflächenspannung hydrodynamisch wie starre Körper verhalten, wird in der Literatur in diesem Fall - abweichend von der sonst üblichen Definition - von einer Emulsion gesprochen [37].

Schäume wie auch Emulsionen unterscheiden sich hinsichtlich ihrer Stabilität recht beträchtlich voneinander. Diese ist im wesentlichen eine Funktion der Grenzflächenspannung und der Viskosität der Flüssigkeit und kann durch die Flüssigkeitskennzahl (vgl. Gl. 2.-17) beschrieben werden. Stabile Schäume und Emulsionen bereiten in ihrer verfahrenstechnischen Handhabung stets gewisse Probleme. Daher werden dem System zur Herabsetzung ihrer Stabilität häufig grenzflächenaktive Zusätze beigegeben, die die Oberflächenspannung herabsetzen und somit zu einem schnelleren Zerfall der Emulsion bzw. des Schaumes führen.

In dem hier vorliegenden Anwendungsfall wurde ebenfalls der Versuch unternommen, mit Hilfe von grenzflächenaktiven Zusätzen - in der Verzinkungstechnologie als Flußmittel bezeichnet - die Stabilität der Emulsion herabzusetzen. Jedoch führten diese Bemühungen nicht zu den erwünschten Resultaten, da nach den Untersuchungsergebnissen neben Einflußgrößen wie Oberflächenspannung und dynamischer Viskosität zusätzlich metallurgisch-chemische Einflüsse stabilitätsbestimmend für die Emulsion sind.

Es werden nun zunächst die physikalischen Einflußgrößen betrachtet, was sinnvoll zunächst an einer aufsteigenden Einzelblase geschieht. Bei dieser Betrachtungsweise wird eine chemische Reaktion zwischen den einzelnen Phasen zunächst ausgeschlossen.

Eine kleine Blase, die mit der Zinkströmung aus dem Eindüsenraum in den Betriebsraum geführt wird, steigt dort entsprechend dem von Stokes für starre Kugeln abgeleiteten Gesetz mit der Aufstiegeschwindigkeit

$$w_B = \frac{1}{18} \frac{g \cdot d_B^2 \cdot \Delta \rho}{\eta} \quad (7.-7)$$

auf. Die Blasenform entspricht bei kleinen Blasen in sehr guter Näherung einer Kugel, da hier die Grenzflächenspannung die maßgebliche Einflußgröße ist. Da die bei der Emulsionsbildung überwiegend beteiligten Blasendurchmesser d_B zwischen 0,1 und 0,01 mm liegen, ergeben sich für diese Blasen nach Gl. (7.-7) Steiggeschwindigkeiten

$$13,5 \leq w_B \leq 0,135 \quad \text{[mm/s]}$$

Die geringe Aufstiegeschwindigkeit kleiner Blasen ist jedoch kein alleiniges Kriterium für eine Emulsionsbildung. Im Gegenteil ergibt sich gegenüber Wasser bei Zinkschmelzen für Blasen gleichen Durchmessers eine um den Faktor 2,5 höhere Steiggeschwindigkeit, da

$$(\Delta \rho / \eta)_{Zn} \approx 2,5 \cdot (\Delta \rho / \eta)_{H_2O} \quad (7.-8)$$

ist.

Als wesentliches Kriterium für die Emulsionsbildung ist weiter die Grenzflächenspannung zwischen Zink und Inertgas bzw. Luft anzusehen, die bei flüssigem Zink recht groß ist ($\sigma_{\text{Zn}} \approx 10 \cdot \sigma_{\text{H}_2\text{O}}$).

Kleine Blasen oben genannter Größenordnung besitzen offensichtlich eine zu niedrige Geschwindigkeit, um die Grenzschicht an der Badoberfläche zu durchstoßen und dann am Badspiegel zu zerfallen. Sie werden vielmehr in der Grenzschicht an der Oberfläche der Schmelze festgehalten und am Zerfall gehindert. Nachsteigende Blasen führen dann zu einem Anwachsen der Schichtdicke der Emulsion, da - ebenfalls durch die hohe Oberflächenspannung hervorgerufen - keine Koaleszenz der Blasen in der Emulsion auftritt.

Bei Versuchen, die an bestehenden, konservativ beheizten Zinkwannen durchgeführt wurden, indem mit einer Lanze Stickstoff in die Schmelze eingedüst wurde, trat keine Emulsionsbildung auf. Das kann in diesem Fall darauf zurückgeführt werden, daß hierbei keine sehr kleinen Blasen auftreten, wie sie am Modell infolge von Umlenkungen und Trenneffekten festgestellt werden. Allein aufgrund hydrodynamischer Überlegungen werden daher bei größeren Blasen die Voraussetzungen für den Zerfall vermutlich günstiger.

Neben diesen physikalisch bedingten Ursachen der Emulsionsbildung sind jedoch metallurgisch-chemische Ursachen von erheblicher Bedeutung.

Von Schmelz- und Gießvorgängen metallischer Werkstoffe ist bekannt, daß der Zutritt von Luft eine

mehr oder weniger starke Schlackenbildung (auch als Verkratzung bezeichnet) hervorruft. Im Zusammenhang mit der Entwicklung neuer Gießverfahren hat es nicht daran gefehlt, die Schlackenbildung speziell von Zinkschmelzen durch Zufügen von Legierungselementen zu verringern. Magnesium und Lithium tragen zur Beschleunigung der Krätzebildung bei; Kadmium, Eisen, Antimon, Wismut oder Zinn haben keinen merklichen Einfluß; Aluminium vermindert die Krätzebildung [38, 7].

Die Schlacke besteht im wesentlichen aus Oxiden, eine Nitridbildung erscheint nach [39, 40, 7] grundsätzlich möglich, dagegen konnte in [41, 42, 7] eine nur unwesentliche Bildung von Nitrid für die in diesem Anwendungsfall vorliegenden Prozeßtemperaturen festgestellt werden. Es kann deshalb hier davon ausgegangen werden, daß hauptsächlich oxidische Verunreinigungen im Umwälzgas für die Schlackenbildung verantwortlich sind.

Beim Eindüsen von mit Luftsauerstoff verunreinigtem Inertgas in Metallschmelzen treten die vorstehend geschilderten Zusammenhänge erheblich verschärft auf, da zwischen der dispersen Gasphase und der Schmelze eine große Phasengrenzfläche vorliegt. Diese ist zwar im Hinblick auf den Wärmeaustausch erwünscht, führt jedoch andererseits zu einem guten Stoffaustausch, bei dem nahezu der gesamte Sauerstoff im Inertgas zu ZnO gebunden wird.

Die Dicke der Oxidhäute an der Phasengrenzfläche zwischen Blasen und Zinkschmelze ist eine Funktion des Sauerstoffanteils im Inertgas und der Verweil-

zeit der dispersen Phase in der Blasensäule. Da die Oxidationsreaktion recht schnell verläuft, und aus Gründen der Wärmeübertragung wie auch der Badumwülzung eine gewisse Eintauchtiefe erforderlich ist, kann auch aus diesem Grunde davon ausgegangen werden, daß in der Blasensäule eine nahezu vollständige Bindung des Sauerstoffs durch Oxidation stattfindet. Bei verstärktem Sauerstoffanteil im Inertgas werden demnach auch die die Blasen umhüllenden Oxidhäute in der Dicke zunehmen.

Heterogenitäten oxidischer Herkunft beeinflussen jedoch das Fließ- und Konfluenzverhalten und die Koaleszenz der Blasen nachteilig. Durch die Bildung von Oxidhäuten um die Blasen erfolgt eine Steigerung der Viskosität des Gesamtsystems, wobei nun durch die Anwesenheit einer festen Phase, die teilweise als Suspension (feste Schlacke-Teilchen in der Schmelze) vorliegt, ein 3-Phasen-System betrachtet werden muß.

Die Folgerung, die Viskosität durch Steigerung der Temperatur zu senken, wobei gleichzeitig die Oberflächenspannung vermindert wird, bringt voraussichtlich keine wesentliche Abhilfe, da die Oberflächenspannung etwa im gleichen Maß von der Temperatur abhängt, und erst das Verhältnis beider Größen die Gesetzmäßigkeiten von Blasensäulen bestimmt.

Die Emulsion erwies sich auch gegenüber der direkten Einwirkung von Hochtemperaturwärme (Schweißbrenner) sehr stabil. Hierfür ist vermutlich der hohe Schmelzpunkt von Zinkoxid (etwa 1700 °C) ver-

antwortlich; das Sauerstoff-Ion ist wegen seines gegenüber Metallionen wesentlich größeren Ionenradius im Oxidgitter nahezu unbeweglich. Die Oxidhäute an der Phasengrenzfläche liegen daher stets als feste Phase vor, so daß auch bei hohen Temperaturen eine Blasenkoaleszenz behindert wird.

Die Versuche haben in allen Fällen, d.h. auch bei geringsten, an der unteren nach dem herangezogenen Meßverfahren möglichen Nachweisgrenze liegenden O_2 -Gehalten zur Bildung von Metall-Gas-Emulsionen geführt. An der unteren Grenze (0,1 bis 0,3 % O_2 im Inertgas) wurde hierdurch ein Dauerbetrieb, an der Obergrenze der untersuchten O_2 -Gehalte (bis ca. 3,5 % O_2 im Inertgas) ein auch nur kurzfristiger Betrieb unmöglich gemacht, da sich bis zu 20 cm dicke Emulsionsschichten an der Oberfläche des Betriebsraumes bildeten, die einen Verzinkungsvorgang, bei dem ein glatter Spiegel des Betriebsraumes zur Erzeugung einer guten Verzinkungsqualität erforderlich ist, erheblich behindern. Im Gegensatz zu der oben gemachten Aussage ist jedoch nicht grundsätzlich auszuschließen, daß eine weitere Steigerung der Temperatur des Metallbades gegenüber der Schmelztemperatur des Zinks zu einer Verringerung der Emulsionsbildung führt.

7.4 EINFLUSS VON EINDÜSUNGSTIEFE, INERTGAS-VOLUMENSTROM UND RELATIVER HÖHENDIFFERENZ Δh AUF DEN WÄRMEAUS- TAUSCH UND DIE EMULSIONSBILDUNG

Die Eindüsungstiefe der Begasungsvorrichtung in die

Zinkschmelze ist hinsichtlich des Wärmeaustausches wie auch des Druckverlustes von besonderem Interesse für die Auslegung der Wanne. Einerseits wird eine möglichst niedrige Eindüsungstiefe angestrebt, um die laufenden Betriebskosten infolge Druckverlusten niedrig zu halten, auf der anderen Seite ist jedoch eine Mindesteindüsungstiefe für den Wärmeübergang zwischen Inertgas und Zinkbad erforderlich. Bei Berücksichtigung beider Kriterien ergeben sich, wie in den Versuchen gezeigt werden konnte, trotzdem recht günstige Bedingungen für Blasensäulen-beheizte Zinkbäder und hier vorzugsweise den Begasungsraum. Infolge der großen Phasengrenzfläche und der hohen Wärmeübergangskoeffizienten in der Blasensäule kann schon bei geringen Eindüsungstiefen eine sehr gute Annäherung der Inertgastemperatur an die Temperatur der Zn-Schmelze festgestellt werden.

In den Bildern 7.1 bis 7.3 wurde die Temperaturdifferenz zwischen Gasein- und -austritt über der Eintauchtiefe aufgetragen. Die angestrebte Temperaturdifferenz konnte zwar im Rahmen der Vorversuche bei maximalen Durchsätzen von $30 \text{ Nm}^3/\text{h}$ unter Verwendung der elektrischen Beheizung nicht ganz erreicht werden, da die Heizleistung nicht ausreichte. Ein nahezu vollständiger Temperaturausgleich trat jedoch bereits bei Eindüsungstiefen über 100 mm auf. Eine Eindüsungstiefe von 250 bis 300 mm ist jedoch für die konstruktive Wannenauslegung deshalb sinnvoll, weil der volumenmäßig kleine Anteil von Blasen geringeren Durchmessers, die schlechtere Wärmeübergangskoeffizienten aufweisen als große Blasen, dann ebenfalls stärker zum Temperaturausgleich beiträgt.

Bild 7.1 bestätigt diesen Sachverhalt. Hieraus kann entnommen werden, daß sich Temperaturschwankungen im Eindüsungsgas bei Eindüsungstiefen > 125 mm am Gasaustritt praktisch nicht mehr bemerkbar machen.

Diese Versuchsergebnisse stehen in guter Übereinstimmung mit [43]. Die dort vorgenommenen Untersuchungen zur Vergasung von feuchten Braunkohlen in Bleibad-Vergasungsreaktoren haben gezeigt, daß trotz des dort hohen Wärmebedarfs eine Eindüsungstiefe von 400 mm ausreicht, um die Aufheiz- und Reaktionswärme zuzuführen.

Bild 7.2 zeigt, daß die Eindüungs- sowie die Gasaustrittstemperaturen bis zu Eindüsungstiefen von 100 mm zunächst stark abfallen und dann nahezu konstant bleiben. Die zunächst starke Temperaturerniedrigung wird dadurch hervorgerufen, daß der Düsenkörper und der untere Teil des Eindüungsrohres nach dem Eintauchen in die Schmelze Temperaturen annehmen, die sehr dicht an der Badtemperatur liegen. Die Ursache hierfür ist, daß auf der Außenseite der Düse (zum Bad hin) ein wesentlich höherer Wärmeübergangskoeffizient vorliegt als auf der Innenseite (Gasseite).

Am Heißmodell sind unter anderem drei unterschiedliche Geometrien untersucht worden, bei denen jeweils die Eintauchtiefe der Eindüsung auf 100, 200 und 300 mm unterhalb des Metallspiegels eingestellt wurde. Die Eintrittstemperatur des Stickstoffs in das Zinkbad wurde in der Eindüsung und der Lanze mit zwei Thermoelementen gemessen. Die Temperatur des Stickstoffs nach Austritt aus der Blasensäule

ist zweifach in der Glocke sowie im Austrittsstutzen gemessen worden.

Zwischen den Temperaturanzeigen des Inertgases in der Düse konnten zum Teil erhebliche Differenzen festgestellt werden, Bild 7.3. Ein Meßfehler kann dadurch entstehen, daß eines der Thermoelemente an der inneren Düsenwandung anliegt und das andere frei im Innenraum angebracht ist. Außerdem wurde festgestellt, daß während des Betriebs flüssiges Zink durch die Bohrungen in die Düse eindringt und zwischen einem Thermoelement und der Düsenwand eine wärmeleitende Brücke bildet. Durch beide Effekte wird eine zu niedrige Eindüsungstemperatur vorge-täuscht. Für die tatsächlich vorliegende Eindüsungstemperatur ist daher stets die höhere der angezeigten Temperatur 4 und 5 maßgeblich.

Bei den Hauptversuchen, Bilder 7.4 und 7.5, konnten Eindüsungstemperaturen zwischen 750 und 900 °C erreicht werden, was der angestrebten Temperaturdifferenz von etwa 300 °C zwischen Inertgaseintritt und Zinkbad entspricht. Auch hier ließ sich bereits mit einer Eindüsungstiefe von 100 mm ein vollständiger Temperaturausgleich feststellen. Bild 7.5 bestätigt diesen Sachverhalt; bei der dort vorliegenden Eindüsungstiefe von 130 mm können die gleichen Gasaustrittstemperaturen festgestellt werden, wie in Bild 7.4, wo die Eindüsungstiefe 100 mm beträgt.

Neben dem schlechteren Wärmeübergangsverhalten kleiner Blasen, das, wie oben erläutert, größere Eindüsungstiefen als 100 mm sinnvoll erscheinen läßt, be-

steht noch ein weiterer Gesichtspunkt zur Vergrößerung der Eindüsungstiefe:

Wie in [44, 45] gezeigt wurde, kann über die Breite der Blasensäule eine Temperatur- und in anderen Anwendungsfällen auch eine Konzentrationsverteilung festgestellt werden, da der Queraustausch im Inneren des aufsteigenden Blasenschwarms nicht so gut ist wie der Wärmeaustausch zwischen den Einzelblasen und der umgebenden Schmelze. Kälteres Flüssigmetall muß von den Randbereichen in den Kern der Blasensäule transportiert werden. Die hierzu erforderliche Höhe ist von der Breite der Blasensäule abhängig. Es ist daher damit zu rechnen, daß bei Vergrößerung der Wannen- und Eindüsungsfächengröße entsprechend dem Modellmaßstab und bei Eintauchtiefen von 100 mm eine volle Entwicklung der Breitenwirkung des Blasenschwarms noch nicht gegeben ist.

Um den Einfluß der Größe der Bohrungsdurchmesser in der Eindüsumgsplatte auf die Phasengrenzfläche und damit auch auf den Wärmeübergang abschätzen zu können, wurde eine Vergrößerung der Düsendurchmesser von zunächst 1,5 auf 6 mm vorgenommen, vgl. Bilder 7.4 und 7.5. Hierbei wurde die Anzahl der Bohrungen derart verringert, daß der gleiche freie Strömungsquerschnitt wie bei den Bohrungen mit 1,5 mm Durchmesser gegeben war, Bild 7.6, Düsengeometrie 2. Bei den hier durchgeführten Messungen konnte kein wesentlicher Einfluß des Düsendurchmessers auf den Wärmeübergang festgestellt werden. Bei der Düsenplatte mit 6 mm Bohrungen trat jedoch eine verstärkte Neigung zum

'Durchregnen' auf. Flüssiges Zink drang in die Düse ein und konnte zu ungleichförmigen Begasungen führen.

Die in das Bad je Zeiteinheit durch die Blasensäule eingebrachte kinetische Energie ist einer Rührleistung vergleichbar [23]. Sie ist proportional dem Volumenstrom des Inertgases $\dot{V}_{N_2}$ sowie dessen Druckverlust Δp über die Höhe der Blasensäule. Das Produkt aus beiden Größen ist gleich der größtmöglichen an die Flüssigkeit abgebbaren Rührleistung.

Die an das Bad übertragene kinetische Energie wird jedoch nur zum geringen Teil aus dem Begasungsraum heraus in den Arbeitsraum überführt, um dort zur Badumwälzung zu dienen. In der Blasensäule treten dissipative Effekte auf, wie z.B. Rezirkulationsströmungen und Veränderungen des Blasenvolumens bei der Abkühlung des Gases beim Blasenauftstieg sowie durch die gleichzeitige Verringerung des statischen Druckes. Hinzu kommen eine Strömungsumkehrung von einer Aufwärtsströmung im Blasenschwarm zu einer Abwärtsströmung im nicht begasten Bereich am äußeren Rand des Eindüsungsraumes sowie eine Behinderung des freien Austritts der Strömung in den Arbeitsraum durch Trennwand und Düse.

Wie bereits bei den Versuchen an den Kaltmodellen festgestellt werden konnte, ist daher auch beim Heißmodell und in späteren Hauptausführungen die Mammutpumpenwirkung der Blasensäule wesentlich geringer als durch das Produkt $\dot{V}_{N_2} \cdot \Delta p$ angegeben wird.

In den Versuchen konnte gezeigt werden, daß ein Zusammenhang zwischen Mammutpumpenwirkung und Emulsionsbildung (vgl. Abschn. 7.3) besteht. Entsprechend den Ergebnissen an den Kaltversuchen, die eine Abnahme der Leckrate mit ebenfalls abnehmenden relativen Eindüsungstiefen (vgl. Bild 3.6) ergeben, konnte auch beim Heißmodell eine Verminderung der Emulsionsbildung mit abnehmendem Δh festgestellt werden.

Zur Einschränkung der Emulsionsbildung am Heißmodell hat sich eine relative Höhendifferenz von mindestens $\Delta h \approx -160$ mm am Modell als erforderlich gezeigt. Wie aus Parallelversuchen am Kaltmodell hervorging, wird aber bei einer solchen Geometrie die Konvektionsströmung erheblich eingeschränkt. Bei geometrisch ähnlicher Übertragung in die Hauptausführung ergibt sich entsprechend dem Modellmaßstab 1:4 in der Hauptausführung eine relative Eindüsungstiefe von $\Delta h \approx -640$ mm. Der Vergleich mit den Kaltversuchen, bei denen ein $\Delta h = -25$ mm ($\hat{=}$ Hauptausführung $\Delta h = -100$ mm) bereits ausreichte, um die Leckrate praktisch zu 'Null' zu machen, führt also beim Heißmodell zu ungünstigeren, größeren relativen Höhendifferenzen.

Die zur Badumwälzung dienende Mammutpumpenwirkung wird jedoch zur Verminderung des Höhenunterschiedes Δh zwischen Eindüsungsebene und Wehrunterkante (zu negativen Größen hin) ebenfalls vermindert. Zur Verhinderung einer Emulsionsbildung müßte daher weitgehend auf die Ausnutzung des Mammutpumpeneffektes zwischen Begasungs- und Arbeitsraum verzichtet werden. Wie jedoch in Abschnitt 7.2 gezeigt wurde, bildet der durch den Mammutpumpeneffekt bedingte kon-

vektive Transport den wesentlichen Anteil der Wärmeübertragung zwischen Begasungs- und Betriebsraum.

In diesem Sachverhalt ist eine wesentliche Beeinträchtigung des Verfahrens zu sehen. Allein wenn es in einer Großanlage gelingen sollte, die an der Emulsionsbildung erheblich beteiligten Oxidationsreaktionen zu verringern, indem der Sauerstoffanteil im umgewälzten Inertgas extrem niedrig gehalten wird, könnte nach diesen Untersuchungsergebnissen mit Hilfe der Mammutpumpenwirkung ein ausreichender konvektiver Wärmetransport für den Wärmebedarf des Betriebsraumes sichergestellt werden.

Aus der Verringerung des Mammutpumpeneffektes und damit der Badumwälzung ergibt sich in Übereinstimmung mit den Schlußfolgerungen aus den Kaltversuchen zwangsläufig eine verstärkte Aussedimentation des Hartzinks. Damit wird ein weiteres, wesentliches Verfahrensziel, Hartzinkpartikel im Schwebezustand zu halten, erheblich eingeschränkt.

7.5 WERKSTOFFTECHNISCHE ANFORDERUNGEN AN DIE EINDÜSUNGSPARATUR

An der Eindüsungstemperatur treten beim Ablösen der Blasen von der Düsenplatte Druckstöße auf, die Schwingungen der Lanze und der Düsenplatte hervorrufen können. Wie allgemein bekannt ist, ergeben sich für metallische Werkstoffe in Zinkbädern nur unzureichende Standzeiten, da ihre Löslichkeit in Zink wie auch ihr Bestreben zur Mischkristallbildung recht groß

sind. Herkömmliche keramische Werkstoffe weisen dagegen eine nicht ausreichende Dauerschwingfestigkeit auf, bieten jedoch eine gute Resistenz gegen den Angriff der Zn-Schmelze.

Bei der konstruktiven Lösung ergibt sich die Möglichkeit, die gesamte Eindüsenapparatur aus keramischen Werkstoffen zu gestalten. Hierbei treten jedoch im besonderen bei Übertragung der Düsengeometrien des kleinen Kaltmodells Schwierigkeiten in der Formgebung auf. Dieses war auch ein wesentlicher Grund, beim Heißmodell die einfache Geometrie des kleinen Kaltmodells zu verwenden.

Daneben bietet sich eine Verbundbauweise an, dessen tragende Konstruktion aus einem metallischen Werkstoff besteht, auf dem eine keramische Schutzschicht aufgespritzt ist, die vor korrosivem Angriff schützt.

Soll die gesamte Apparatur aus keramischen Werkstoffen hergestellt werden, so bietet sich Siliciumnitrit (Si_3N_4) an, ein keramischer Werkstoff, der im heißgepreßten Zustand nahezu die gleiche Biegefestigkeit wie hochwarmfeste Metallegierungen aufweist und chemisch inaktiv gegenüber Schmelze und durchströmendem Heißgas ist. Reines SiC im gesinterten Zustand erscheint gegenüber Si_3N_4 infolge geringerer Biegefestigkeit weniger geeignet, Bild 7.7. Siliciumnitritgebundenes Siliciumcarbid empfiehlt sich als ein Werkstoff, der wie Si_3N_4 gute Temperaturwechselbeständigkeit aufweist und bereits in der Drahtverzinkung für Tauchrollen erfolgreich eingespannt wurde. Er zeichnet sich durch die Möglichkeit komplizierter Formgebung aus - ein Gesichtspunkt, der im Hinblick auf

die Düsengestaltung von Bedeutung ist. Bei heißgepreßtem Si_3N_4 ist eine komplizierte Formgebung aus herstellungstechnischen Gründen schwierig und verursacht hohe Kosten.

Die Fertigung von Lanze und Düse kann nicht in einem Stück erfolgen; beide Teile sollten über ein Verbindungselement (z.B. über einer Buchse mit Hochtemperaturklebstoff) aneinandergefügt werden.

Bezüglich der Verwendung von Verbundwerkstoffen, die aus einem metallischen Trägermaterial bestehen, und auf die mit Hilfe des Flamm- oder Plasmaspritzverfahrens eine dünne Keramikschicht aufgespritzt ist, bestehen aus zwei Gründen Bedenken:

- 1) Die Aufspritzschicht ist porös; es ist daher denkbar, daß durch die Poren Flüssigmetall bis zum metallischen Trägerwerkstoff eindringt, dort großvolumige Mischkristalle bildet und dadurch die Aufspritzschicht absprengt.
- 2) Wie bei allen Verbundmaterialien mit unterschiedlichem Wärmeausdehnungskoeffizient besteht auch hier bei Temperaturgang die Möglichkeit der Rißbildung und des Abplatzens, was wiederum ein Benetzen des metallischen Trägermaterials mit den bekannten Folgen verursachen würde.

Bei Anwendung dieses Konstruktionsprinzips sollten daher zunächst entsprechende Vorversuche durchgeführt werden.

8. ZUSAMMENFASSUNG

In der vorliegenden Arbeit wurde ein neues, direktes Beheizungsverfahren für Metallbäder mit niedrigem Schmelzpunkt am Beispiel einer Zinkwanne untersucht. Die Zufuhr der Verfahrenswärme erfolgt in einer Blasensäule, wobei heißes Inertgas im Kreislauf geführt und in die Schmelze eingedüst wird.

Untersuchungsgegenstände an dem dabei vorliegenden, halboffenen System mit direkter Beheizung waren der Verlust an Inertgas (hier als Leckrate bezeichnet), die Strömungsbildung in der Wanne, die Gestaltung der Eindüsungsgeometrie, das Wärmeübertragungsverhalten in der Blasensäule sowie der Wärmetransport vom Begasungs- in den Betriebsraum.

Die zunächst mit dem System Wasser-Luft an zwei Kaltmodellen unterschiedlicher Größe durchgeführten Vorversuche zeigten, daß ein solches Beheizungsverfahren mit sehr geringen Inertgasverlusten möglich ist, und daß hierbei eine ausreichende Baddurchströmung erreicht werden kann, die auf die erwünschte Aufwirbelung des bei der Verzinkung entstehenden Hartzinks schließen läßt.

Bei den zeitlich danach und teilweise parallel durchgeführten Heißversuchen ergab sich jedoch eine Einschränkung der Anwendbarkeit des Verfahrens infolge der dort auftretenden, physikalisch und metallurgisch bedingten Emulsionsbildung. Sehr kleine Inertgasblasen mit Durchmessern zwischen 0,1 und 0,01 mm

werden infolge ihrer geringen Aufstiegsgeschwindigkeit mit der Strömung in den Betriebsraum geführt, steigen dort langsam auf, wobei eine Oxidationsreaktion des in der Blase befindlichen Sauerstoffs mit der Zinkschmelze unter Bildung einer Oxidhaut stattfindet und führen am Badspiegel des Betriebsraumes zur Emulsionsbildung. Der für den Verzinkungsvorgang zur Erzielung einer guten Verzinkungsqualität erforderliche freie, metallisch reine Badspiegel ließ sich daher bei den Versuchen nicht einstellen.

Eine Verminderung der Emulsionsbildung konnte durch Veränderung der relativen Höhendifferenz zwischen Düse und Trennwand und durch Verwendung von völlig sauerstofffreiem Inertgas erzielt werden. Es ist nicht auszuschließen, daß sich durch eine wesentliche Steigerung der Temperatur der Schmelze die Emulsionsbildung verringern läßt, andererseits muß in diesem Fall mit einer wesentlich höheren Reaktionsbereitschaft des Systems gerechnet werden.

Bei der Wärmeauskopplung aus dem Inertgasstrom in der Blasensäule sind recht günstige Betriebsbedingungen gemessen worden. Bereits bei Eindüsungstiefen > 100 mm wurde bei allen Gasflächenbelastungen ($\hat{=}$ Volumendurchsätzen) und bei Düsendurchmessern von 1,5 und 6 mm eine gute Annäherung der Inertgastemperatur an die Schmelzentemperatur erreicht.

Lediglich aus Gründen der Breitenwirkung - verbunden mit einem Queraustausch von Wärme und Impuls über die Höhe der Blasensäule - und bedingt durch den schlech-

teren Wärmeübergang von den kleinen Blasen an das Kontinuum wird bei einer Maßstabsvergrößerung in der entsprechenden Hauptausführung eine minimale Eindüsungstiefe von etwa 300 mm erforderlich.

Dieses Ergebnis steht in guter Übereinstimmung zu Untersuchungen, die zur Vergasung von Braunkohlen in Bleibad-Vergasungsreaktoren durchgeführt wurden.

Anhand einer Abschätzung des Leitungs- und Konvektionsanteils beim Wärmetransport vom Begasungs- in den Betriebsraum wurde gezeigt, daß der konvektive Wärmetransport überwiegt und zur Deckung des Wärmebedarfs im Betriebsraum erforderlich ist. Demgegenüber ergibt sich aus Gründen der Emulsionsbildung eine entgegengesetzte Forderung: durch große relative Höhendifferenzen zwischen Düse und Trennwandunterkante im negativen Bereich wird zwar die Emulsionsbildung im Betriebsraum vermindert, gleichzeitig wird aber auch der konvektive Wärmetransport erheblich eingeschränkt.

Hierin ist eine erhebliche Beeinträchtigung der Anwendbarkeit des Verfahrens zu sehen.

Die Verminderung des konvektiven Wärmetransports und damit auch der Betriebsraumdurchströmung erhöht daneben die Hartzink-Sedimentation, so daß auch dieses Verfahrensziel nicht voll erreicht werden konnte.

Die Voraussetzungen für den Einsatz des hier untersuchten direkten Beheizungsverfahrens im Hinblick auf großtechnische Anlagen lassen sich zweifellos verbessern, wenn es gelingt, Oxidationsreaktionen gleich welcher Art und Herkunft zu unterbinden.

9. VERWENDETE FORMELZEICHEN

A	$\text{[m}^2\text{]}$	Wandfläche, Oberfläche, Trennwand- öffnung
B, L, H	[m]	Breite, Länge und Höhe der Wannen- außenwand
C _S	$\text{[W/m}^2\text{K}^4\text{]}$	Strahlungskonstante des schwarzen Körpers
$\dot{M}$	[kg/s]	Massenstrom
$\tilde{M}$	[kg/kmol]	relative Molmasse
$\dot{N}$	[kmol/s]	Molenstrom
$\dot{Q}$	[W]	Wärmemenge
R	[J/kmolK]	universelle Gaskonstante
T	[K]	Absoluttemperatur
$\dot{V}$	$\text{[m}^3\text{/s]}$	Volumenstrom
a	$\text{[m}^2\text{/s]}$	Temperaturleitfähigkeit
b	[m]	Breite der Begasungsfläche
c _p	[J/kgK]	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck
d	[m]	Bohrungsdurchmesser der Düse
g	$\text{[m/s}^2\text{]}$	Erdbeschleunigung
h	[m]	Eindüsungstiefe (von der Badober- fläche zur Düsenebene)
l	[m]	Weglänge der Wärmeleitung
p	$\text{[N/m}^2\text{]}$	Partialdruck, Druck
q	$\text{[W/m}^2\text{K]}$	Wärmestromdichte
s	[m]	Dicke der Düsenplatte, Wanddicke der Wannenwandung, Leitungsweglänge
t	[-]	Teilung der Düsenplatte
w	[m/s]	Strömungsgeschwindigkeit, Aufstiegs- geschwindigkeit
x	[-]	Molenbruch
z	[-]	Anzahl der Bohrungen in der Düsen- platte

α	$\left[\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}} \right]$	Wärmeübergangskoeffizient
β	$\left[1/\text{K} \right]$	thermischer Ausdehnungskoeffizient
ε	$\left[- \right]$	Emissionsverhältnis
ζ	$\left[- \right]$	Widerstandsbeiwert
η	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{ms}} \right]$	dynamische Viskosität
ϑ	$\left[^\circ\text{C} \right]$	Celsius-Temperatur
λ	$\left[\frac{\text{W}}{\text{mK}} \right]$	Wärmeleitkoeffizient
ν	$\left[\frac{\text{m}^2}{\text{s}} \right]$	kinematische Viskosität
ρ	$\left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right]$	Dichte
σ	$\left[\frac{\text{N}}{\text{m}} \right]$	Oberflächenspannung

$\text{Re} = \frac{w \cdot l}{\nu}$	$\left[- \right]$	Reynoldszahl
$\text{Nu} = \frac{\alpha \cdot l}{\lambda}$	$\left[- \right]$	Nußeltzahl
$\text{Pr} = \frac{\nu}{a} = \frac{\eta \cdot c_p}{\lambda}$	$\left[- \right]$	Prandtlzahl
$\text{Gr} = \frac{\beta \cdot \Delta T \cdot l^3 \cdot \rho^2 \cdot g}{\eta^2}$	$\left[- \right]$	Grashofzahl
$\text{We} = \frac{\rho \cdot w^2 \cdot l}{\sigma}$	$\left[- \right]$	Weberzahl
$\text{Fr} = \frac{w^2}{g \cdot l}$	$\left[- \right]$	Froudezahl
$C = \text{Re}^4 \cdot \text{Fr} \cdot \text{We}^{-3}$	$\left[- \right]$	Flüssigkeitskonstante
$\text{Pe} = \frac{w \cdot l \cdot \rho \cdot c_p}{\lambda}$ $= \frac{w l}{a}$	$\left[- \right]$	Pecletzahl
$K_s = f(\text{Re}, t, d, s)$	$\left[- \right]$	Siebbodenkennzahl

Indizes

abs	absolut
B	Bad, Einzelblase
b	Blasenbildung
d	Düse
H ₂ O	Wasser
ges	gesamt

i, j	Laufvariable
K	kritischer Punkt
k	Kontraktion
L	Luft
l	Querschnittserweiterung, Leitung
lam	laminar
M	Verzinkungsgut
N ₂	Stickstoff
o	Oberfläche
p	Druck
r	Reibung
s	Siedepunkt
st	statisch
str	Strahlung
t	trocken
tur	turbulent
u	Umgebung
Zn	Zink
-	Mittelwert
Δ	Differenz
1	Eintritt in die Blasensäule

10. LITERATURVERZEICHNIS

- [1] Horstmann, D.: Der Einfluß von Eisenbegleitern auf den Zinkangriff.
Metall 10. Jg. August 1956,
Heft 15/16, S. 701 ff
- [2] Autorenkollektiv: Handbuch Feuerverzinken.
VEB Deutscher Verlag für Grundstoff-
industrie, Leipzig 1970
- [3] Ruttewit, K.: Der Angriff flüssigen Zinks auf Eisen
- eine Zusammenfassung.
Metall 13. Jg. August 1959,
Heft 8, S. 735/738
Teil II:
Metall 14. Jg. August 1960,
Heft 8, S. 769/775
- [4] Horstmann, D.: Der verstärkte Angriff des Zinks auf Eisen im Temperaturbereich um 500°.
Archiv für das Eisenhüttenwesen,
25. Jg. Heft 5/6, 1954
S. 215/219
- [5] Horstmann, D.: Der Angriff von eisengesättigten Zinkschmelzen auf Eisen
Stahl u. Eisen 73 (1953) Nr. 10,
S. 659/665
- [6] Horstmann, D.: Die Hemmwirkung von Aluminium in Feuerverzinkungsbädern auf die Bildung der Eisen-Zink-Legierungsschichten.
Archiv für das Eisenhüttenwesen,
27. Jg. Heft 5 Mai 1956, S. 297/302
- [7] Haarmann, R., D. Horstmann: Verteilung und Wirkung von Aluminium in einem Blechverzinkungsbad.
Stahl u. Eisen 78 (1958) Nr. 25,
S. 1808/1811
- [8] Rädeker, W., F.-K. Peters, W. Friehe: Die Wirkung von Legierungszusätzen auf die Eigenschaften von feuerverzinkten Überzügen.
Stahl u. Eisen 81 (1961) Nr. 20,
S. 1313/1321

- [9] Sebisty, J.J., R.H. Palmer: The influence of combined additions of thin, cadmium, antimony and copper on the structure and properties of galvanized coatings.
6. Internationaler Kongreß für Galvanisierung, Interlaken 1961, S. 215/237
- [10] Cameron, D.I., M.K. Ormay: The effects of agitation, cooling and aluminium on the alloying in hot dipping in zinc.
6. Internationaler Kongreß für Galvanisierung, Interlaken 1961, S. 276/316
- [11] Horstmann, D.: Allgemeine Gesetzmäßigkeiten des Einflusses von Eisenbegleitern auf die Vorgänge beim Feuerverzinken.
Stahl und Eisen 80 (1960) Nr. 22, S. 1531/1540
- [12] - Verzinkbarkeit von Siliziumstählen
Zeit-Temperatur-Abhängigkeit
Problem Nr. 723.
Am. Ges. für Verhüttung und Veredelung
Bericht Nr. 4659, Kopie Nr. 15, 1974
- [13] Amistadi, R.L., Ch.S. Young: Very high temperature galvanizing.
Presented at the 39th Annual Meeting of the AHDGA at Phoenix, Arizona, April 1974
- [14] Remmer, K.: Verzinkungskessel-Grundlagen ihrer optimalen Wirtschaftlichkeit durch Formgebung und Betriebsweise
Bänder Bleche Rohre, Düsseldorf 10 (1969) Nr. 5, S. 289/301
- [15] Ackermann, W., F. Vollhardt: Verfahren und Vorrichtung zum Beheizen von offenen Materialschmelzbädern wie Verzinkungs-, Emaillier-, Glas- od. dgl. -bäder in Wannen oder Becken
Dt. Patentamt, Patentschrift 2 313 974 1973
- [16] Klapp, E.U.: Neue Anwendungen der Flüssigmetall-Technologie für Stoffwandlungs- und Veredelungsprozesse.
CIT 49 (1977) Nr. 1, S. 13/19

- [17] Zelfel, E.: Experimentelle Untersuchungen des Druckverlustes an Siebböden.
Diss. TH-München (1966)
- [18] Eck, B.: Technische Strömungslehre,
7. Auflage (1966)
Springer Verlag, Berlin-Heidelberg-New York
- [19] Brauer, H.: Grundlagen der Einphasen und Mehrphasenströmungen,
1. Auflage (1971) Abschn. 17
Verlag Sauerländer, Aarau und Frankfurt/Main
- [20] Mersmann, A.: Druckverlust und Schaumhöhen von gasdurchströmten Flüssigkeitsschichten auf Siebböden,
VDI-Forschungsheft 491, VDI-Verlag (1962)
- [21] Hartunian, R.A., W.R. Sears: J. Fluid Mechanics 3 (1957) S. 27/47
- [22] Grassmann, P.: Physikalische Grundlagen der Verfahrenstechnik,
2. Auflage (1970), Verlag Sauerländer, Aarau und Frankfurt/Main
- [23] Coenen, H.: Untersuchungen über die Wärmeübertragungseigenschaften begaster Bleischmelzen als Wärmezwiscenträger.
Diss. TU Clausthal (1975)
- [24] Coenen, H., E. Klapp: Direct Heat Transfer in Using Liquid Metals - Problems and Technical Realisation.
GVC + AICE - Joint Meeting, München Vol. IV (1974), G 5-2
- [25] - VDI-Wärmeatlas, 2. Auflage (1974),
Abschnitt Da
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf
- [26] Lyon, R.N.: Liquid-Metals Handbook, 2. Auflage (1954)
Atomic Energy Commission, Department of the Navy, Washington D.C.

- [27] Ditchburn, R.W., J.C. Gilmour: The Vapor Pressures of Monatomic Vapors
Reviews of Modern Physics 13 (1941)
S. 310/327
- [28] Schulze, M.: Optimierung eines siebbodenförmigen Gasverteilers im Hinblick auf die Gleichförmigkeit der Begasung und den Ablösungsmechanismus der Blasen bei Blasensäulen.
Diplomarbeit am Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der TU Clausthal (1973)
- [29] Wuest, W.: Strömungsmeßtechnik, Lehrbuch für Aerodynamiker, Strömungsmaschinenbauer, Lüftungs- und Verfahrenstechniker (1969)
Vieweg-Verlag Braunschweig
- [30] Gemmer, W.: Messung von Glasströmungen in Wannen mit einem verbesserten Senkpendelsystem.
Vortrag anlässlich des Kolloquiums der HVG über Glasströmungen in Wannenöfen in Frankfurt/Main am 30. Oktober 1975
- [31] Carlowitz, O.: Studienarbeit am Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der TU Clausthal 1974
- [32] Specht, E.: Studienarbeit am Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der TU Clausthal 1974
- [33] - Mitteilung des Gemeinschaftsausschusses Verzinken e.V.
Düsseldorf, vom 17. März 1977
- [34] Dwyer, O.E., H.C. Berry, P.J. Hlavac: Heat Transfer to Liquid Metals Flowing Turbulently and Longitudinally Through Closed Spaced Rod Bundles, Nuclear Engineering and Design (1972), S. 273/308
- [35] Azer, N.Z., B.T. Chao: A Mechanism of Turbulent Heat Transfer in Liquid Metals
Int. J. Heat Mass Transfer 1 (1960), S. 121/138
- [36] Martinelli, R.C.: Heat Transfer to Molten Metals
Transactions of the A.S.M.E. (1947), S. 947/959

- [37] Kozakéwitsch, P.: Emulsionsbildung im System Metall/
Schlacke.
In: Kinetik metallurgischer Vorgänge
bei der Stahlherstellung.
Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1972)
- [38] Pötzschke, M.: Die Oxydation von Zinklegierungsschmel-
zen beim Druckgießen und ihre Beein-
flussung durch Spurenelemente,
Gießerei 53 (1966), S. 194/198
- [39] Kuxmann, U.: Persönliche Mitteilung des Direktors
des Instituts für Metallhüttenwesen
und Elektrometallurgie der TU Claus-
thal vom 8. April 1976
- [40] Gebhardt, E.: Über die Einwirkung von Luft auf flüssi-
ges Zink
Metallforschung (1945), S. 87/96
- [41] Sieverto, Krumbhaar: Berichte der deutschen chem. Ge-
sellschaft 43 (1910), S. 894 ff.
- [42] Hofmann, W., J. Maatsch: Bemerkungen zur Frage der Gaslös-
lichkeit in Nichteisenmetallen.
Neue Hütte 2 (1957), S. 648/650
- [43] Block, F.R.: Heat exchanger between liquid lead and
gases or solids Future Energy Production
- Heat and Mass Transfer Problems
Internat. Seminar, Dubrovnik (August 1975)
- [44] Reith, T., S. Renken, B.A. Israel: Gas hold-up and axial
mixing in the fluid phase of bubble
columns; Chemical Engineering Science,
23 (1968), S. 619/629
- [45] Riquarts, H. W.P.: Berechnung radialer Gasgehaltsprofile
beim Blasenschwarmaufstieg im senkrech-
ten Rohr
CIT MS 437/477

11. BILDER UND TABELLEN

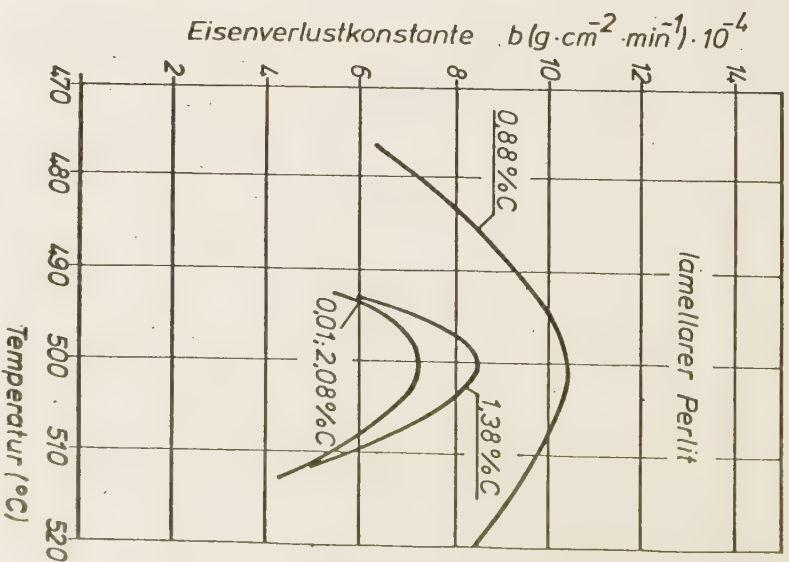
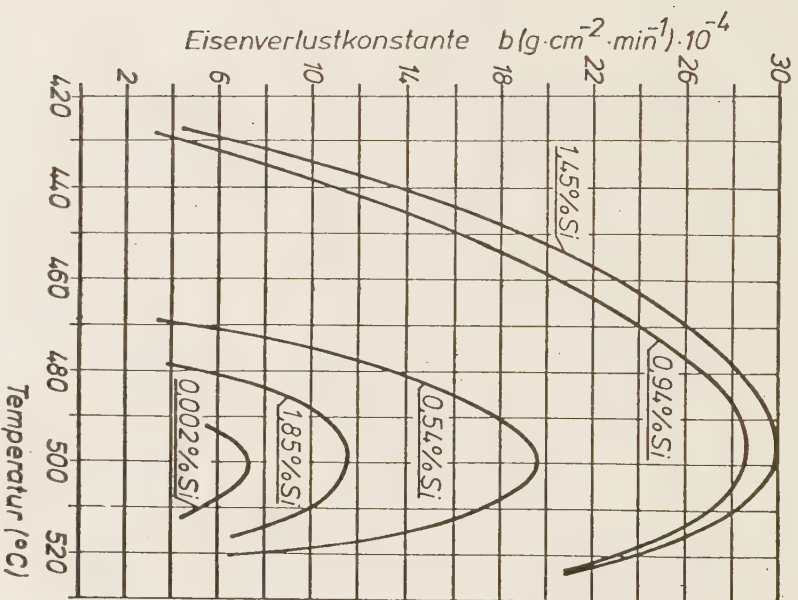


Bild 1.1: EISENVERLUSTE BEI DER VERZINKUNG ALS FUNKTION DER TEMPERATUR BEI VERSCHIEDENEN KOHLEN-
STOFF- UND SILIZIUMGEHALTEN NACH [1]

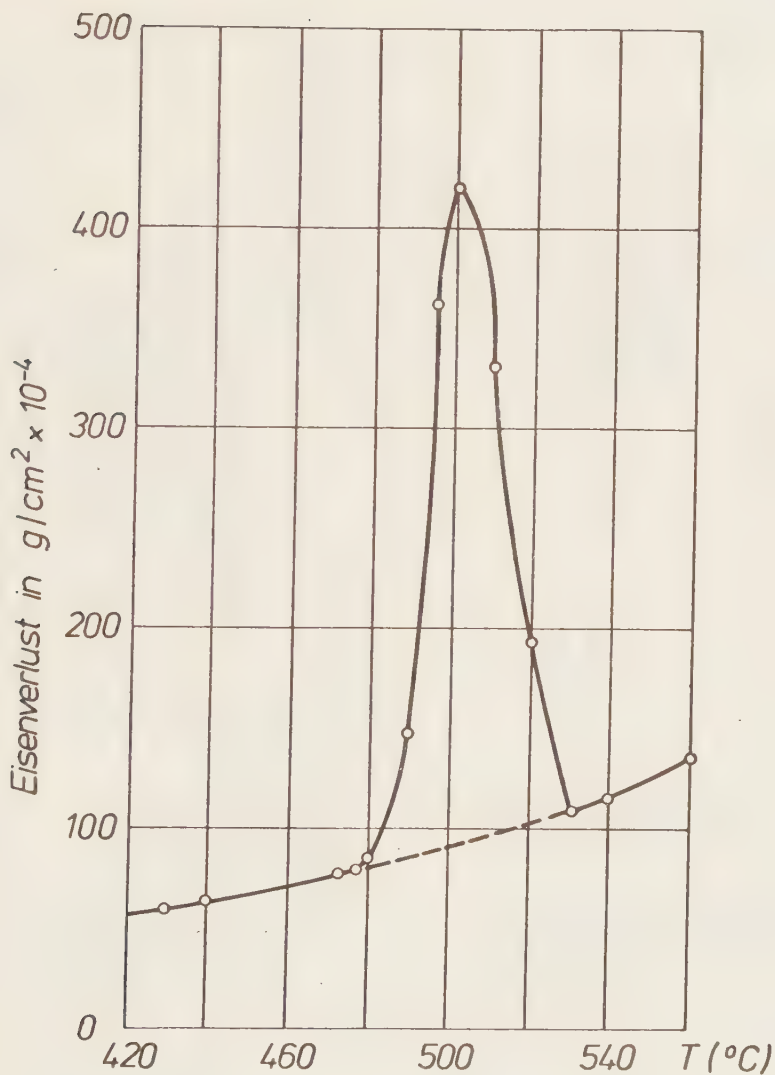
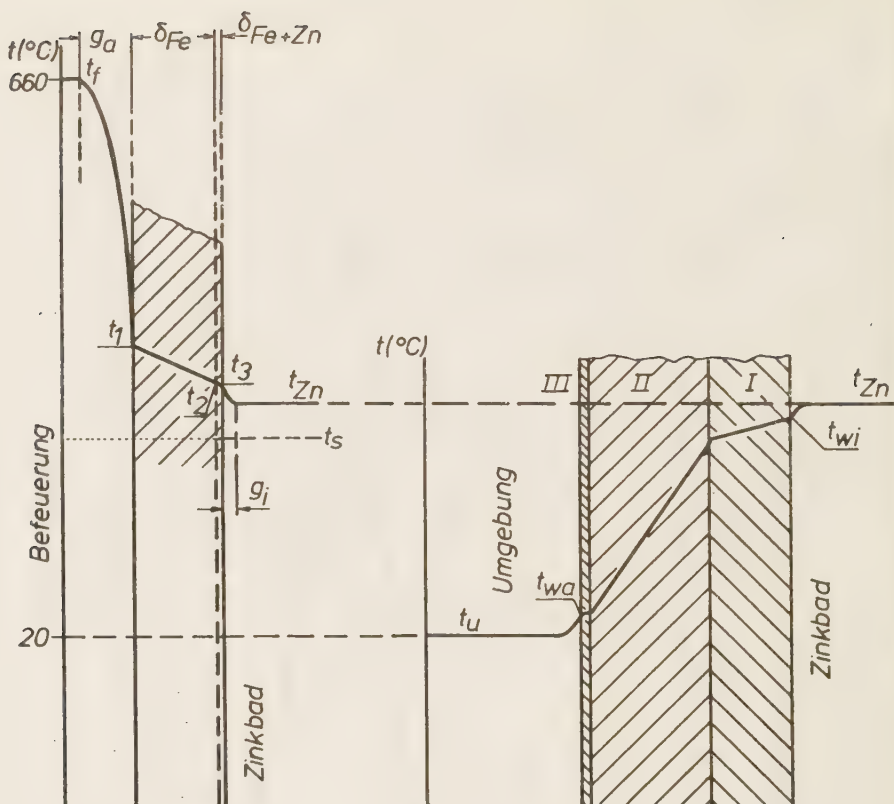


Bild 12: EISENVERLUST VON REINEISEN BEIM VERZINKUNGSVORGANG
ALS TEMPERATURFUNKTION BEI EINER VERZINKUNGSZEIT
VON 1 STUNDE NACH [17]



indirekte Beheizung

direkte Beheizung

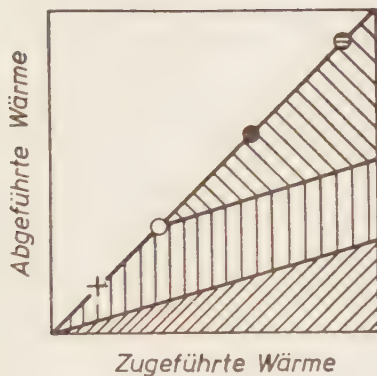
Legende:

- g_a Temperaturgrenzschicht, außen
- g_i Temperaturgrenzschicht, innen
- δ_{Fe} Dicke der Zinkwanne
- δ_{Fe+Zn} Dicke der Zink-Eisen-Legierungsschicht
- I Gegen das Metallbad beständige, dichte Keramikschiicht
- II Isolierschicht (z.B. Feuerleichtstein)
- III Stützwand aus Stahl

Temperaturen:

- t_f Feuerraum
- t_1-t_3 Wand (indir.Beheizung)
- t_{Zn} Zinkbad
- t_s Schmelzpunkt
- t_{wa} Wand (dir.Beheizung)
- t_{wi} Wand (dir.Beheizung)

BILD 1.3: TEMPERATURVERLAUF IN DER WANNENWANDUNG BEI DIREKTER UND INDIREKTER BEHEIZUNG (SCHEMATISCH)



Nutzwärme

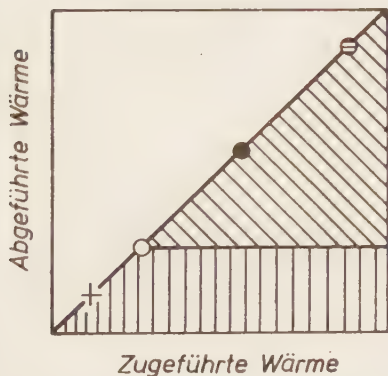


Bodenflächen,-Wandungs- und Strahlungsverluste



Abgasverluste

indirekte Beheizung



Arbeitspunkt bei Leerlauf



Arbeitspunkt bei mittlerem Durchsatz



Arbeitspunkt bei hohem Durchsatz



Arbeitspunkt bei Leerlauf und Abdeckung der Badoberfläche

direkte Beheizung

Bild 1.4: VERHÄLTNISS VON ZU- UND ABGEFÜHRTER WÄRME BEI DIREKTEN UND INDIREKTEN BEHEIZUNGSSYSTEMEN NACH [14] (QUALITATIV)

1. Wärmebedarf:

1.1 Konvektionsverluste der Wände

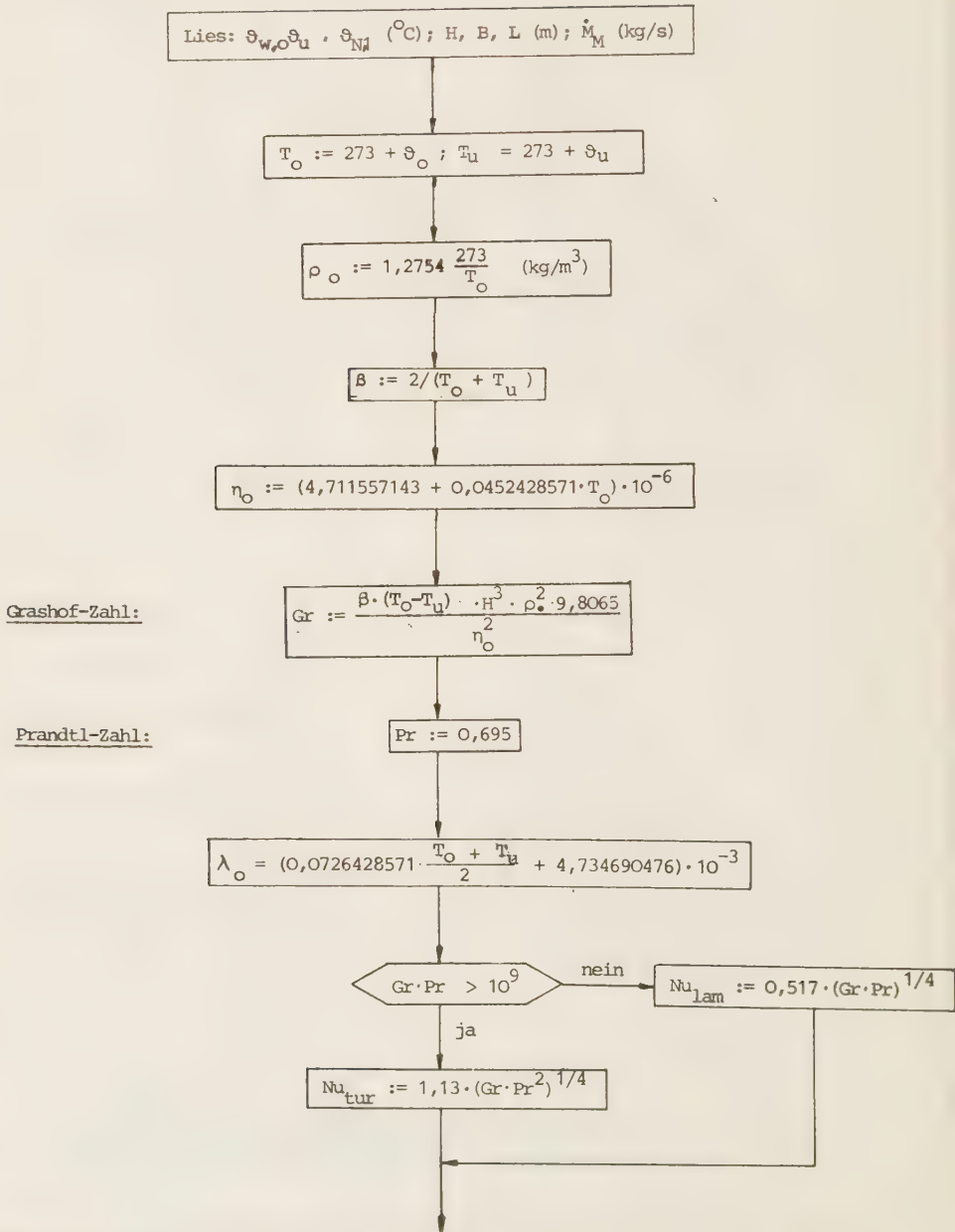


Bild 2.1

Strukturdiagramm zur Berechnung des Wärmebedarfs und des Zinkdampfauftrags (Blatt 1)

$$\alpha := \frac{Nu \cdot \lambda_w}{H}$$

$$A := 2(L + B) \cdot H$$

$$\dot{Q}_{kon,w} := \alpha A \cdot (T_o - T_u) \quad (W)$$

konvektive Verluste
der senkrechten Wände

1.2 Strahlungsverluste der Wände
(Abstrahlung der freistehenden Wanne)

$$\epsilon_w := 0,3$$

(Aluminiumbronzeanstrich)

$$\dot{Q}_{str,w} := A \cdot \epsilon_w \cdot 5,67 \cdot (T_o/100)^4 - (T_u/100)^4 \quad (W)$$

1.3 Strahlungsverluste des freien
Metallspiegels:

$$T_B := 273 + \vartheta_B ; \quad s := 0,4 ; \quad \epsilon_o := 0,28$$

$$A_{str} := (L - 2 \cdot s) \cdot (B - 2 \cdot s)$$

$$T_B := 273 + \vartheta_B$$

$$\dot{Q}_{str,o} := A_{str} \cdot \epsilon_o \cdot 5,67 \cdot (T_B/100)^4 - (T_u/100)^4 \quad (W)$$

1.4 Aufheizverluste an das
Verzinkungsgut:

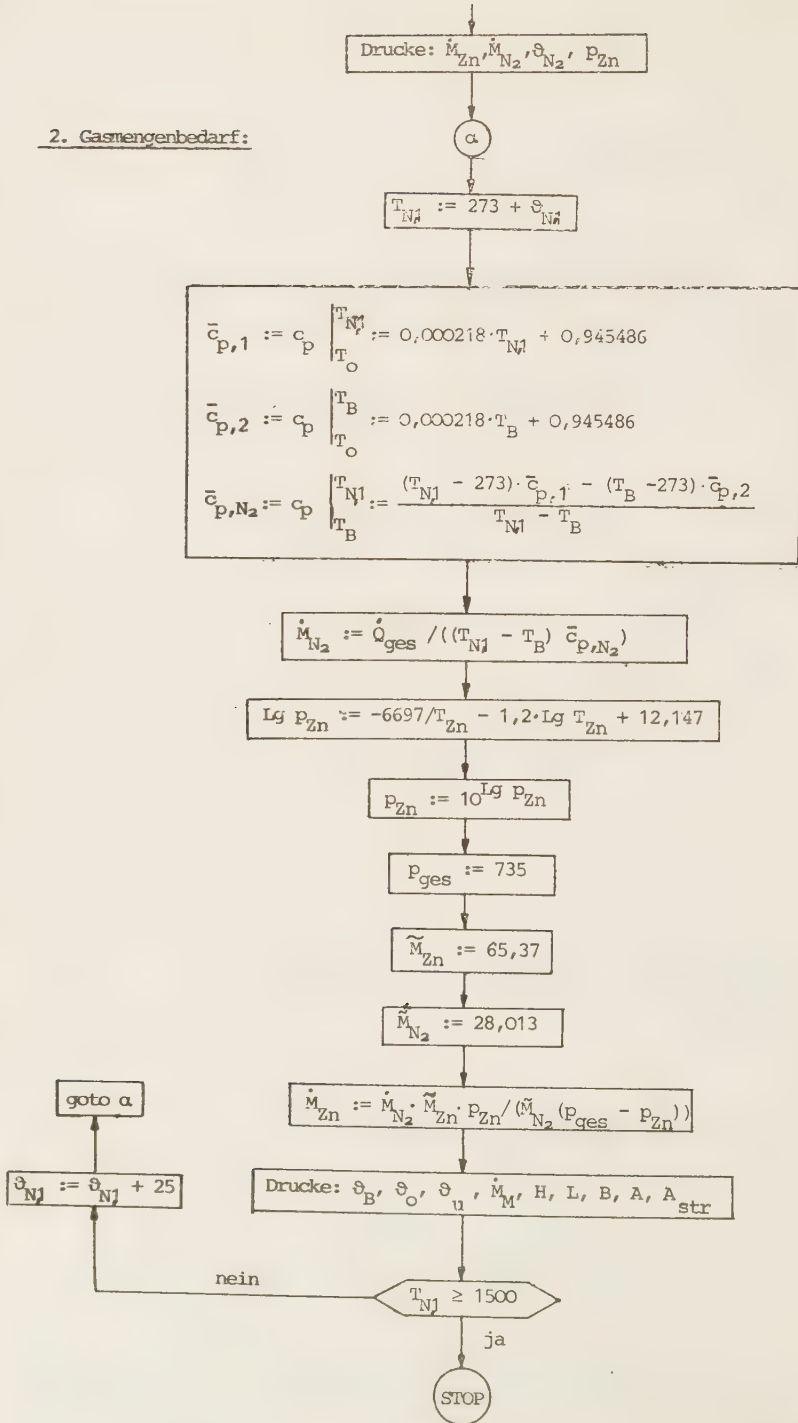
$$i_M := (0,6644 T_B - 78,39) \cdot 10^3$$

$$\dot{Q}_M := \dot{M} \cdot i_M \quad (W)$$

$$\dot{Q}_{ges} := \dot{Q}_M + \dot{Q}_{str,o} + \dot{Q}_{str,w} + \dot{Q}_{kon,w} \quad (W)$$

Strukturdiagramm
(Blatt 2)

2. Gasmengenbedarf:



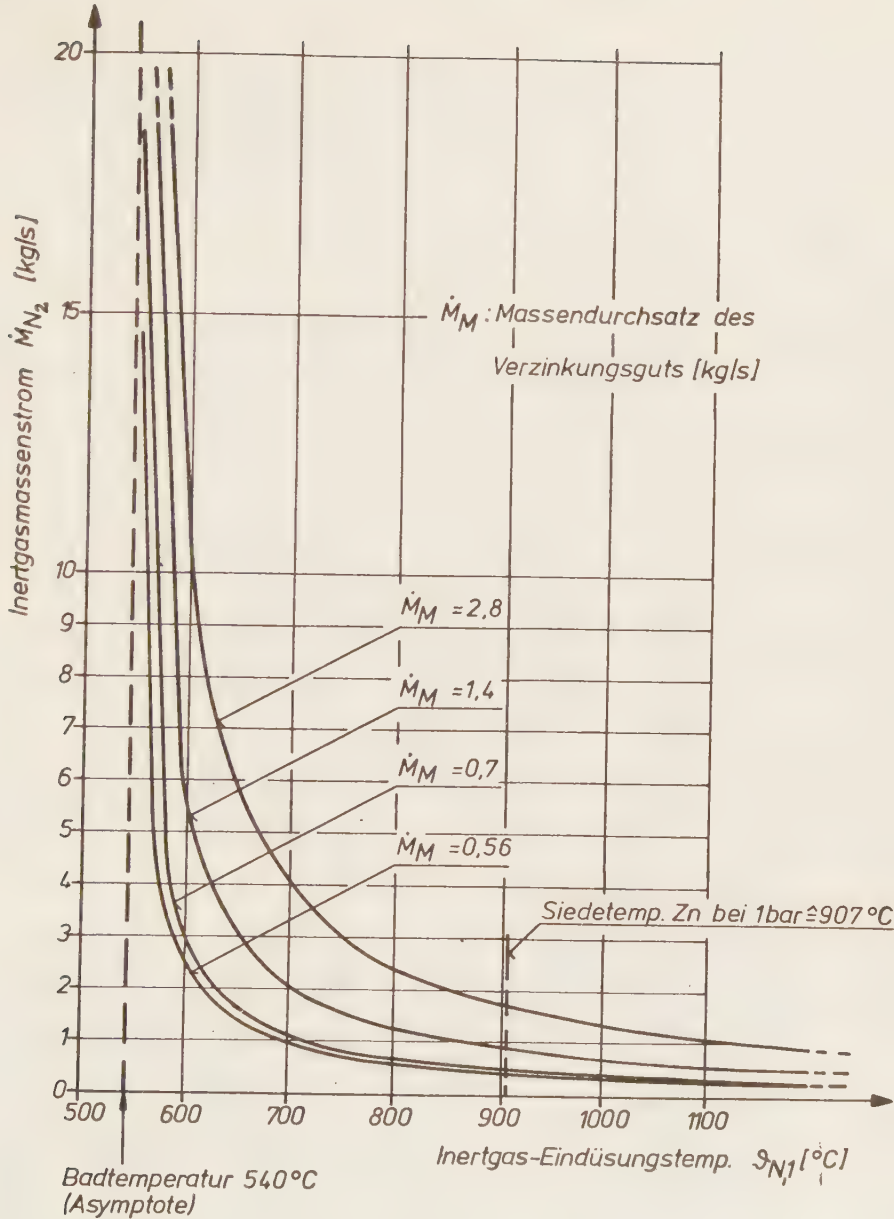


Bild 2.2: Erforderlicher Inertgasmassenstrom $\dot{m}_{N_2}$ als Funktion der Inertgas-Eindüsungstemperatur $\theta_{N,1}$ bei konstanter Badtemperatur $\theta_B = 540^\circ\text{C}$

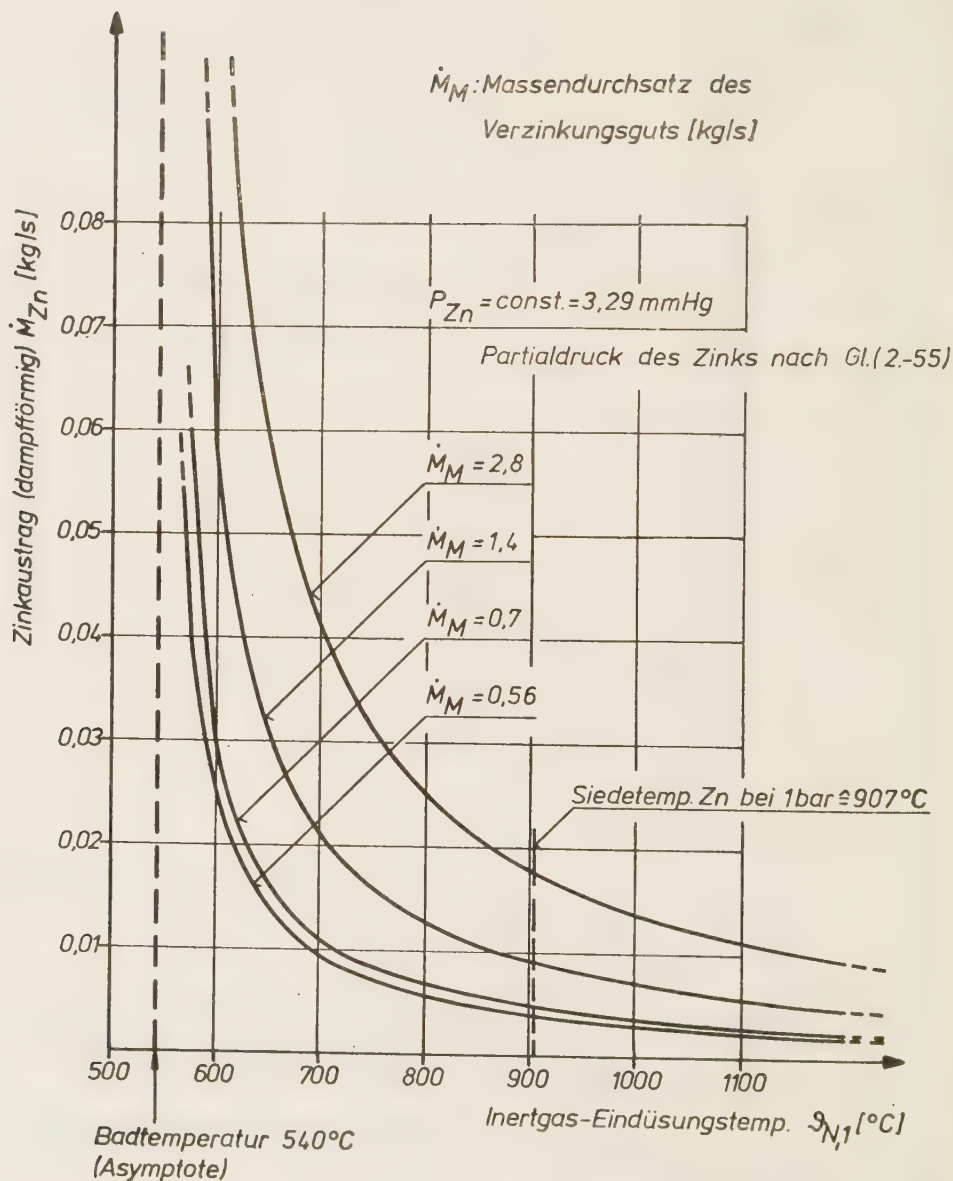


Bild 2.3: ZINKDAMPF-AUSTRAG $\dot{M}_{Zn}$ ALS FUNKTION DER INERTGAS-EINDÜSUNGSTEMPERATUR $\vartheta_{N,1}$ BEI KONstanTER BADTEMPE-RATUR $\vartheta_B = 540^\circ\text{C}$

- 1a Temperaturmeßstelle
 - 1b Normventuridüse
 - 1c statischer Druck vor der Düse
 - 2 Gebläse
 - 3 Stellventile
 - 4 statischer Druck in den Zuleitungen
 - 5 Wasserrücklaufsicherung
 - 6 Entleerungsventile
 - 7 Düsen
 - 8 Wanne
 - 9 Trennwand
 - 10 stat. Druck über dem Arbeitsraum
 - 11 Schwebekörper-Durchflußmessung der Leckageverluste
 - 12 Wasserstrahlpumpe
 - 13 Beleuchtungsapparat
 - 14 Kameraativ
 - 15 Kamera
- I Betriebsraum (Verzinkungsraum)
II Beheizungsraum (Begasungsraum)

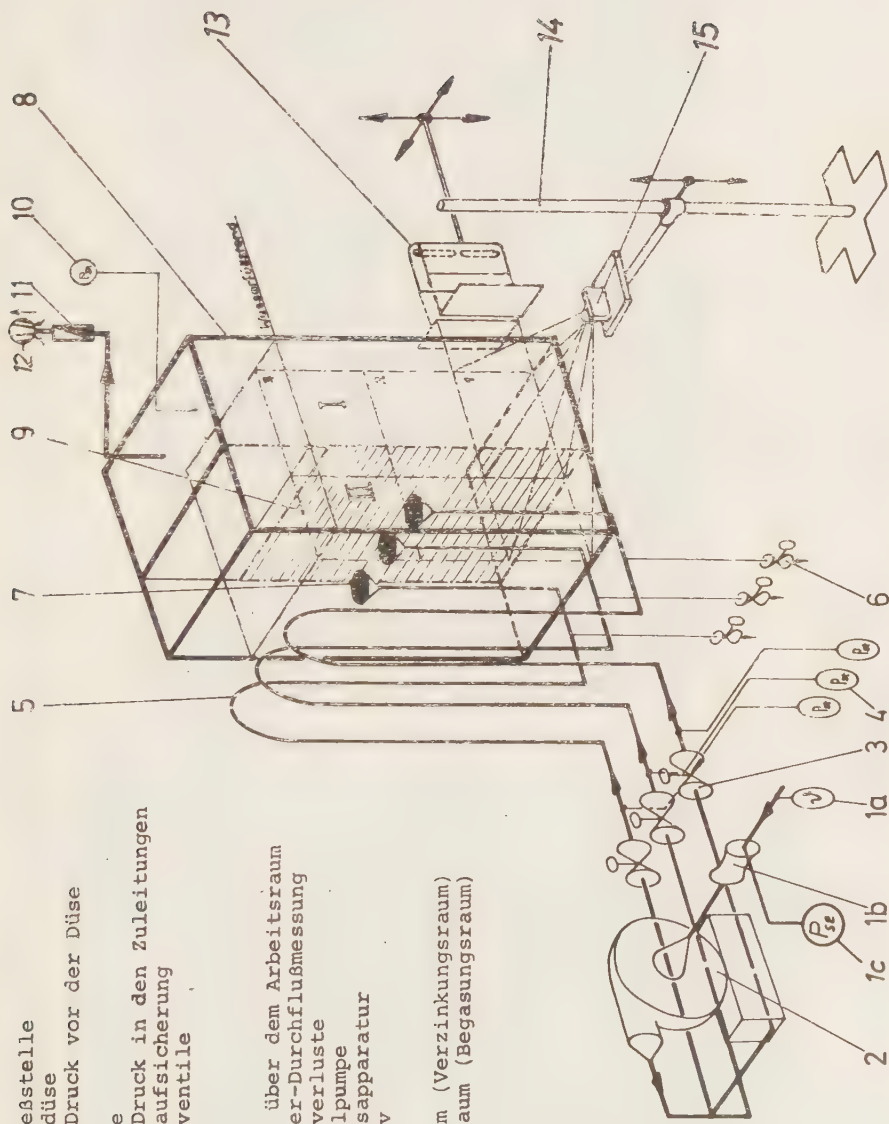


BILD 3.1: VERSUCHSAUFBAU DES GROSSEN KALTMODELLS (MASSSTAB 1:1). SCHEMATISCH

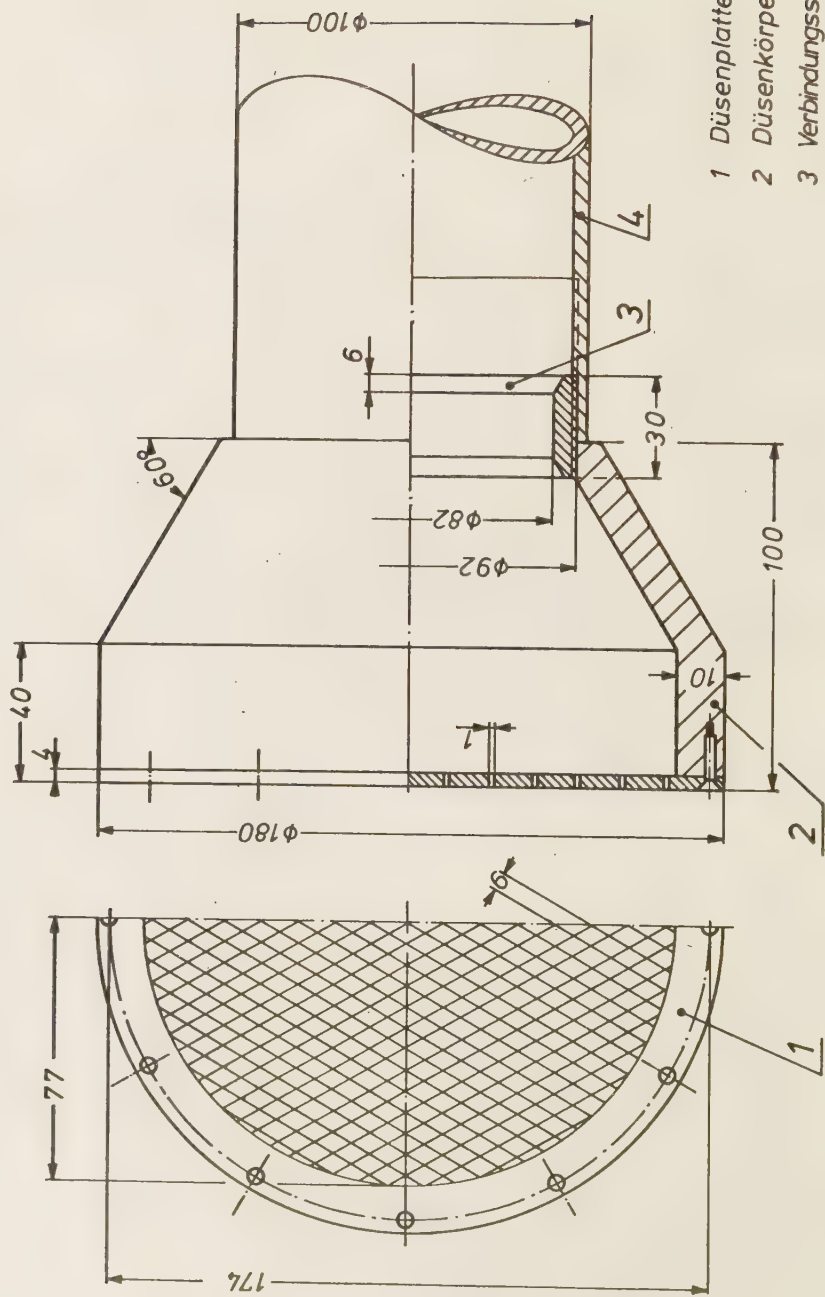


Bild 3.2: DÜSENGEOMETRIE BEIM KALTMODELL IM MASSTAB 1:1

- 1 Düsenplatte
- 2 Düsenkörper
- 3 Verbindungsstück
- 4 Anschlußrohr

Werkstoff: Acrylglas

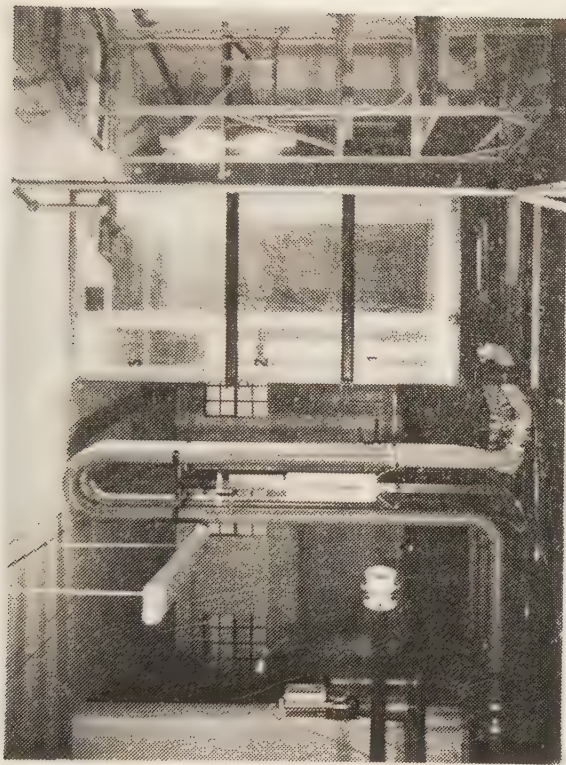
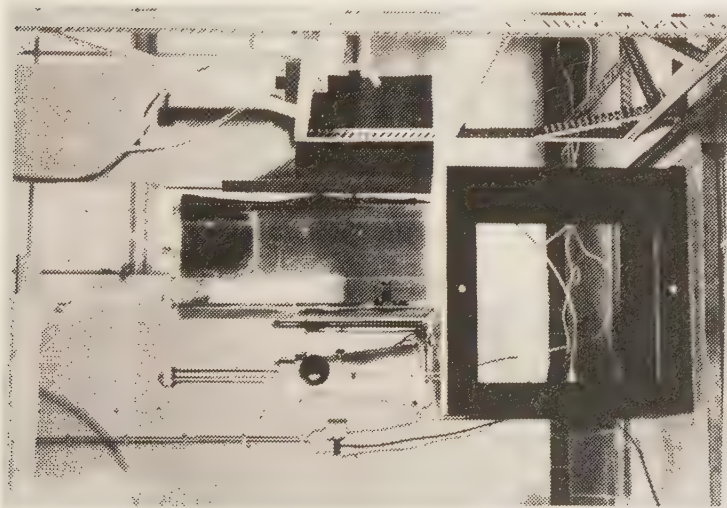


BILD 3.3: GESAMTANSICHT DER VERSUCHSANLAGEN 'GROSSES KALTMODELL' (IM MASSTAB 1:1, RECHTE BILDHÄLFTE) UND 'KLEINES KALTMODELL' (IM MASSTAB 1:4, LINKE BILDHÄLFTE)

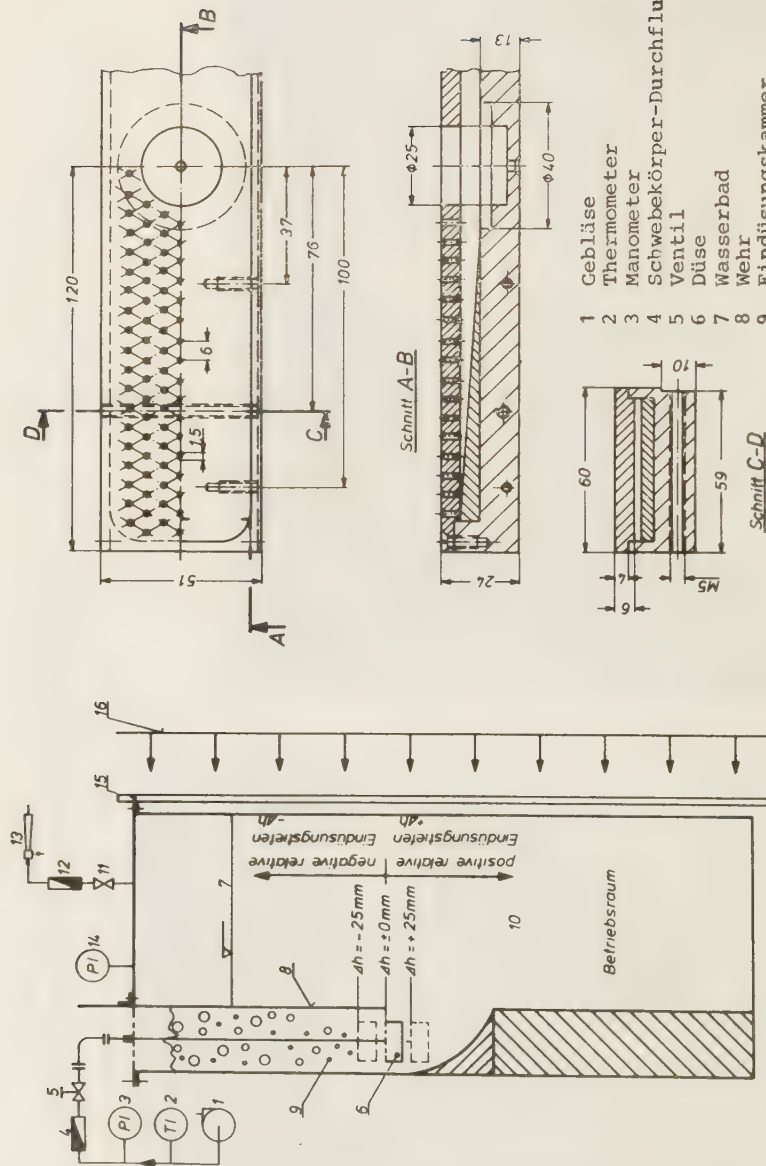


BILD 3.4: VERSUCHSAUFBAU DES VERSUCHSSTANDES "KLEINES KALTMODELL",
 MASSTAB 1:4

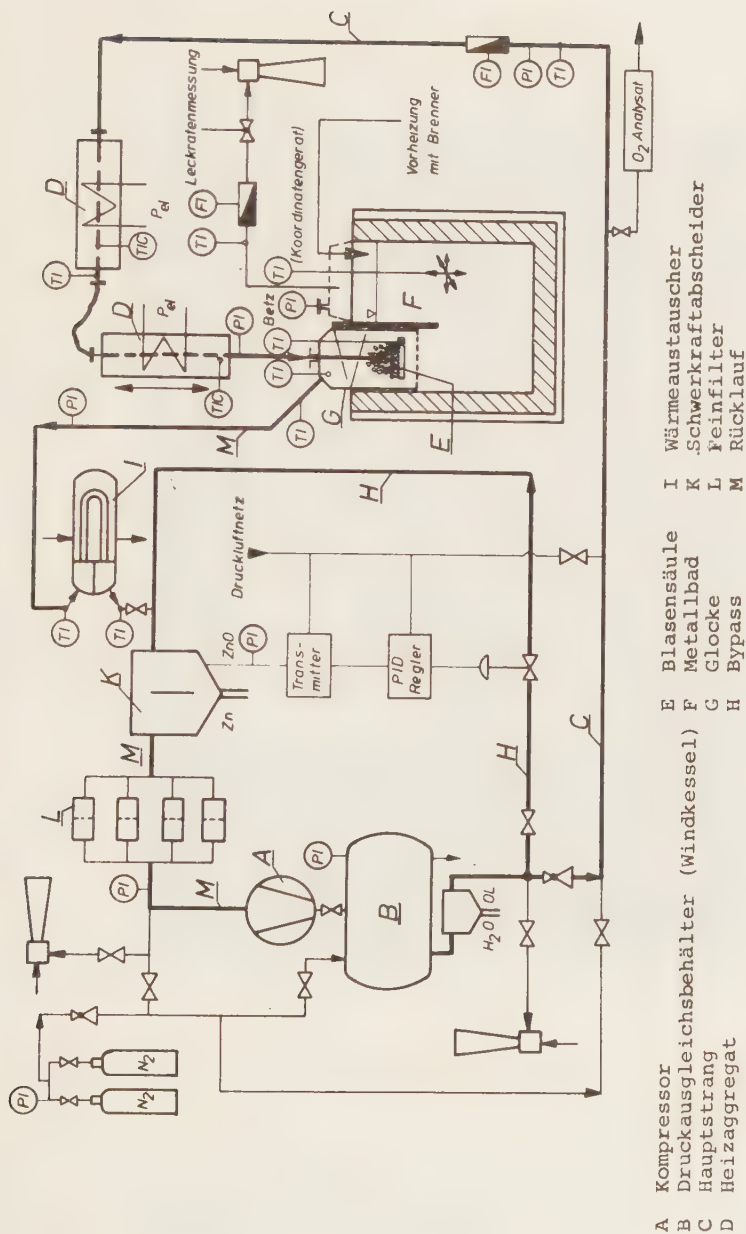


BILD 3.5: AUFBAU DER VERSUCHSANLAGE FÜR HEISSVERSUCHE

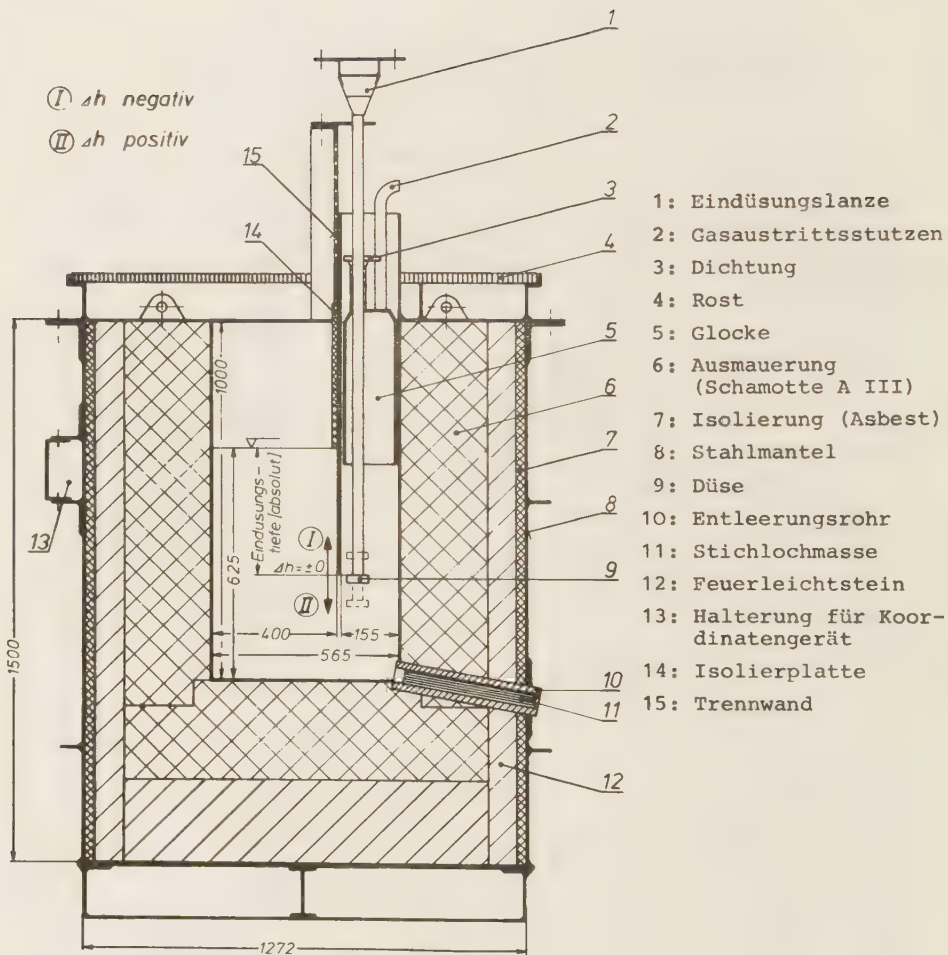


BILD 3.6: AUFBAU DER VERSUCHSWANNE ZU DEN HEISSVERSUCHEN

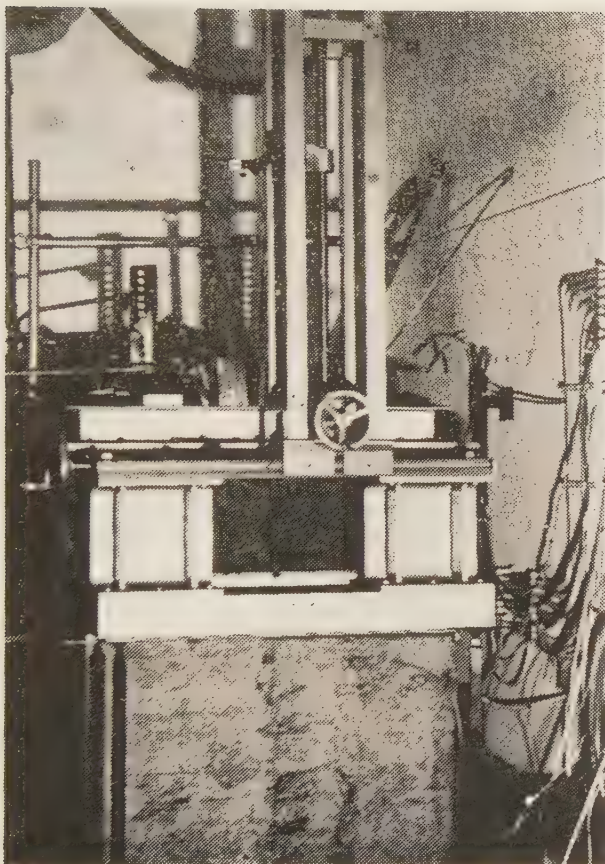


BILD 3.7: ZINKWANNE ZU DEN HEISSVERSUCHEN

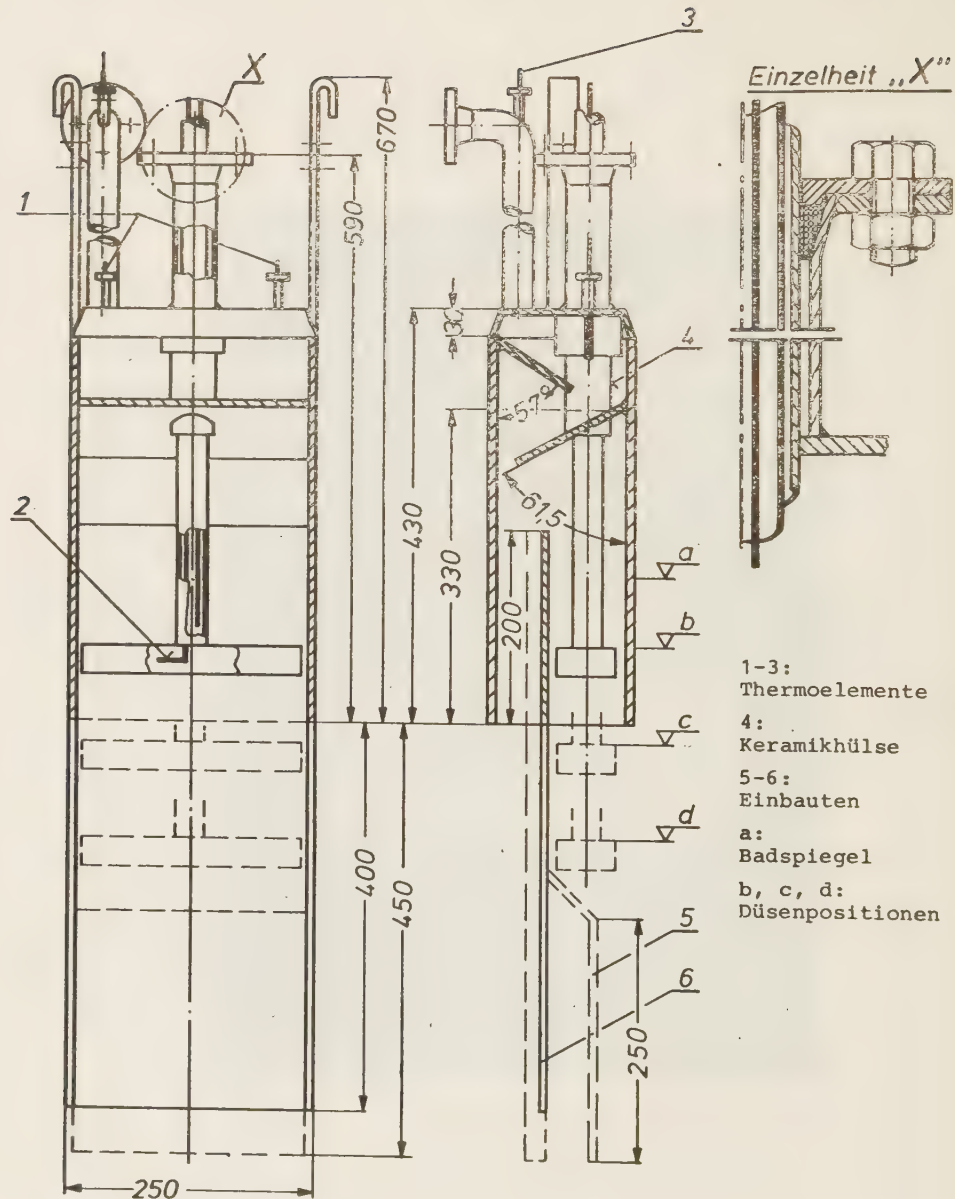


Bild 3.8: HEIZAPPARAT AM HEISSMODELL (GLOCKE MIT DÜSE)

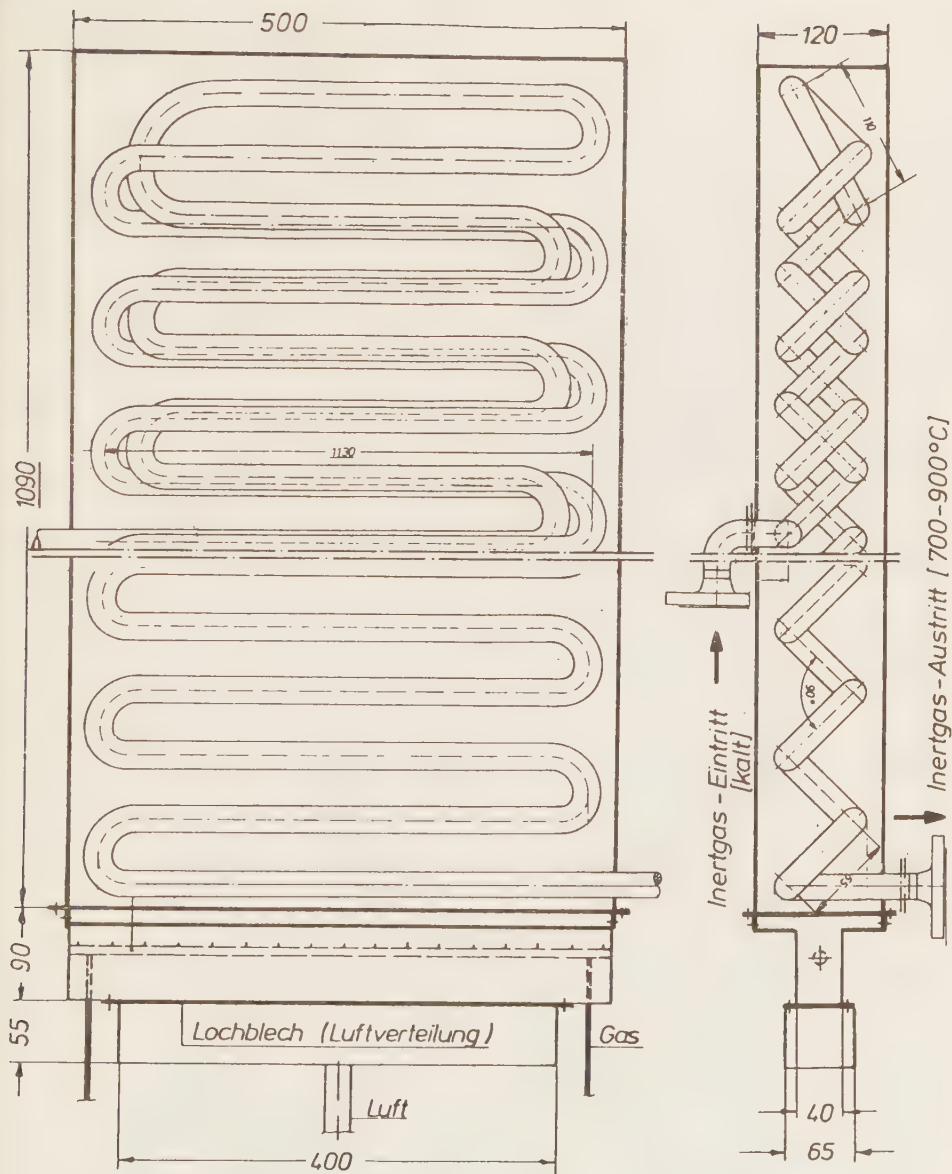


Bild 3.9: GASBEHEIZTER INERTGASERHITZER

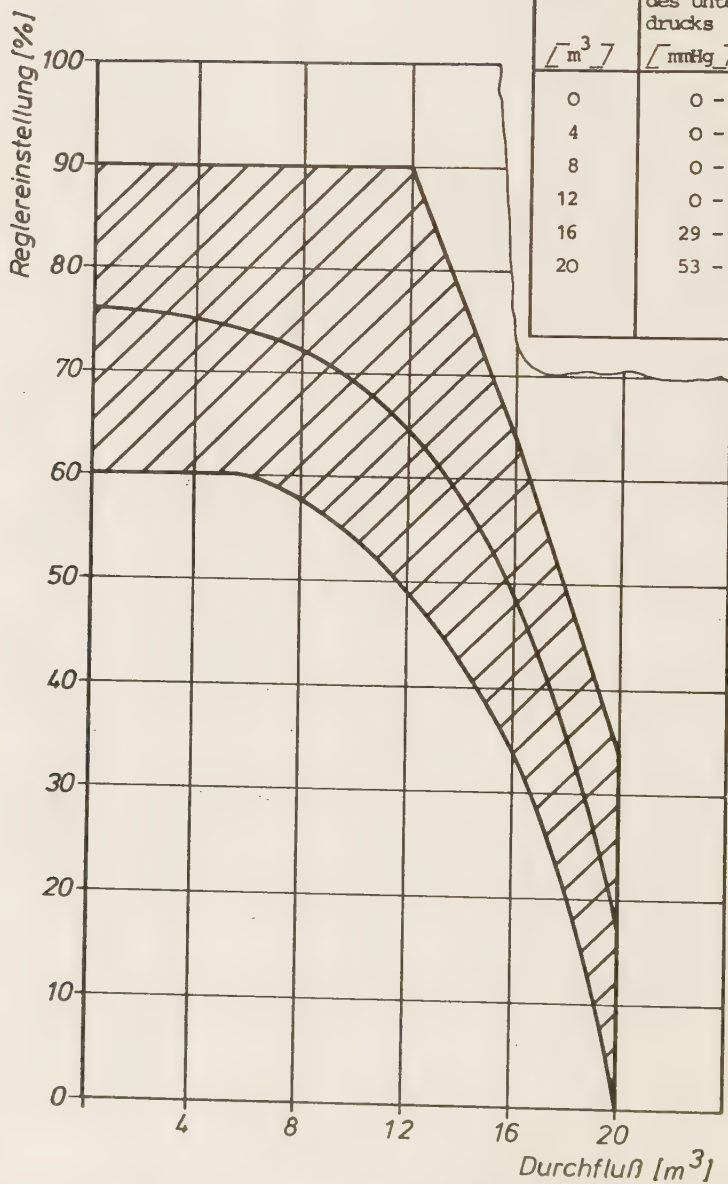


Bild 3.10: REGLEREINSTELLUNG IN [%] ALS FUNKTION DES VOLUMEN-DURCHSATZES AM SYSTEM WASSER-LUFT

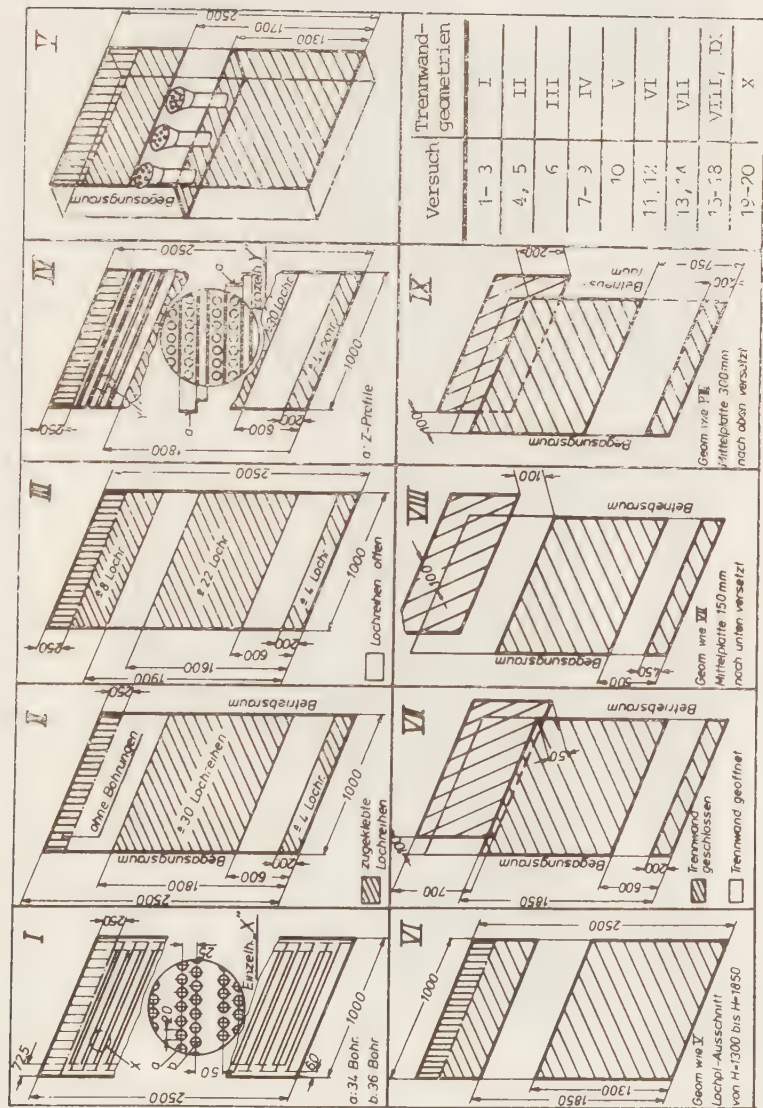


BILD 5.1: TRENNWANDGEOMETRIEN AM GROSSEN KALTMODELL, MASSTAB 1:1

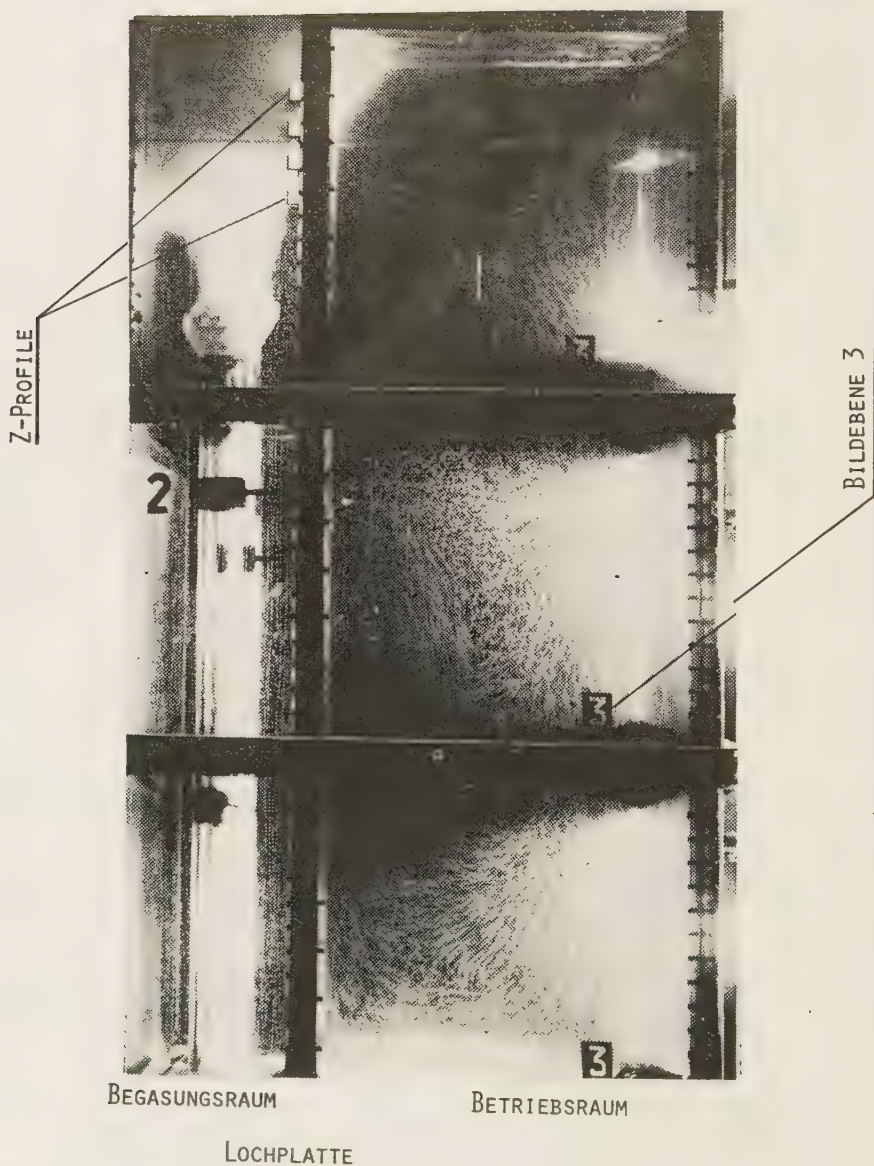
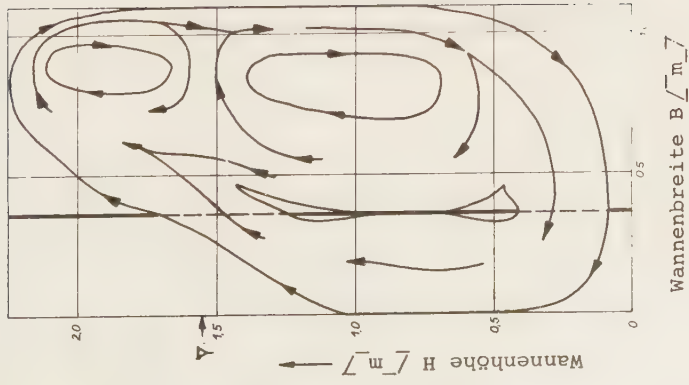
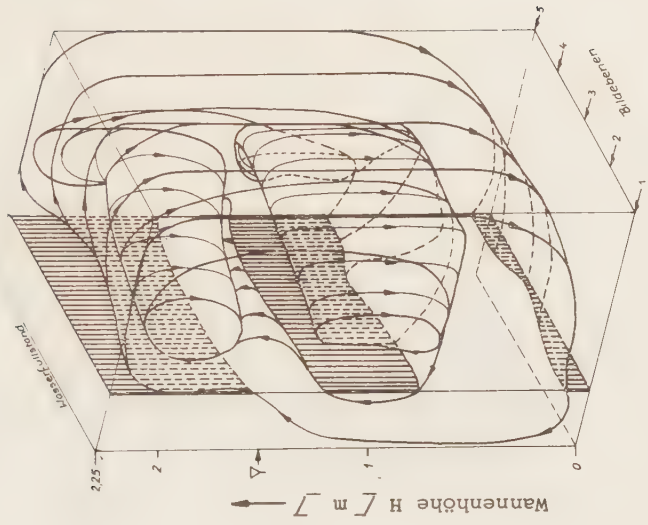


BILD 5.2: STRÖMUNGS-AUSBILDUNG BEI TENNWANDGEOMETRIE IV,
VERSUCH 8 (KALTMODELL M 1:1)



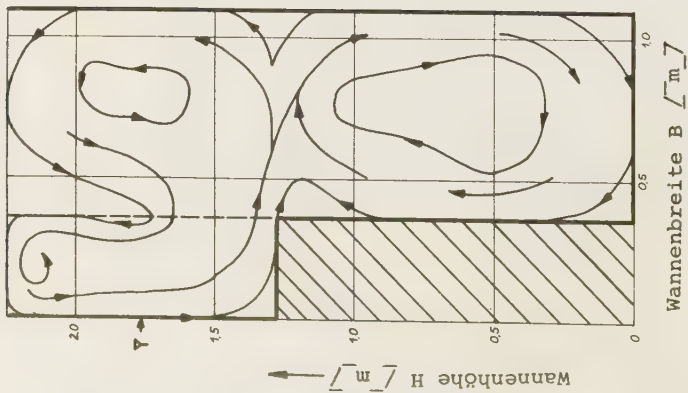
Wannenbreite $B \text{ [m]}$ Eindüsungstiefe $\bar{Y}$



BILDEBENE 3

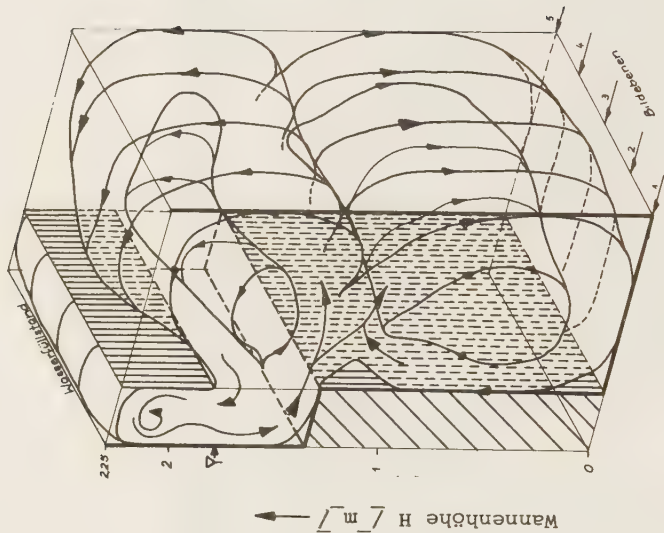
BILD 5.3: STRÖMUNGS-AUSBILDUNG IN VERSUCH 2,
TRENNWANDGEOMETRIE I

RÄUMLICHE DARSTELLUNG DES STRÖMUNGSVERLAUFS



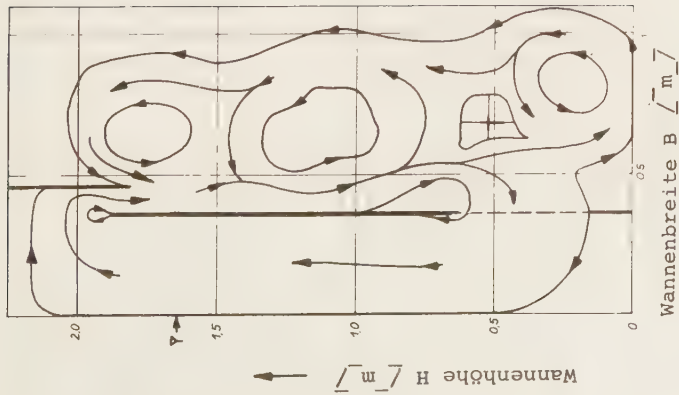
BILDEBENE 3

Eindüsungstiefe γ

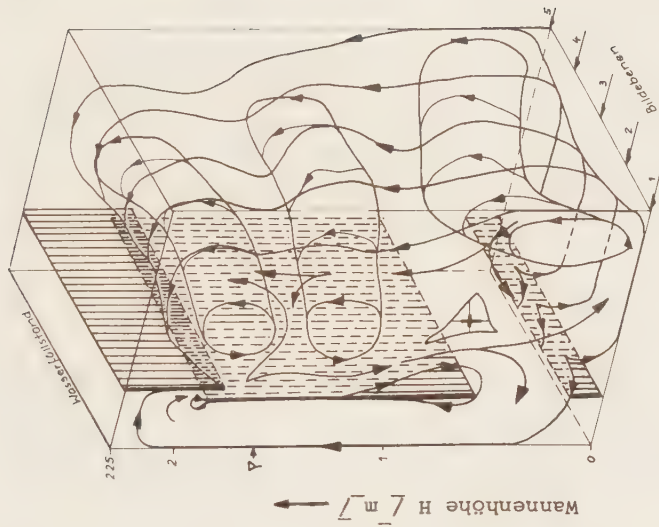


RÄUMLICHE DARSTELLUNG DES STRÖMUNGSVERLAUFS

BILD 5.4: STRÖMUNGS-AUSBILDUNG IN VERSUCH 11,
TRENNWANDGEOMETRIE VI



Eindüsungstiefe γ



BILDEBENE 3

BILD 5.5: STRÖMUNGS-AUSBILDUNG IN VERSUCH 13
TRENNWANDGEOMETRIE VII

RÄUMLICHE DARSTELLUNG DES STRÖMUNGSVERLAUFS

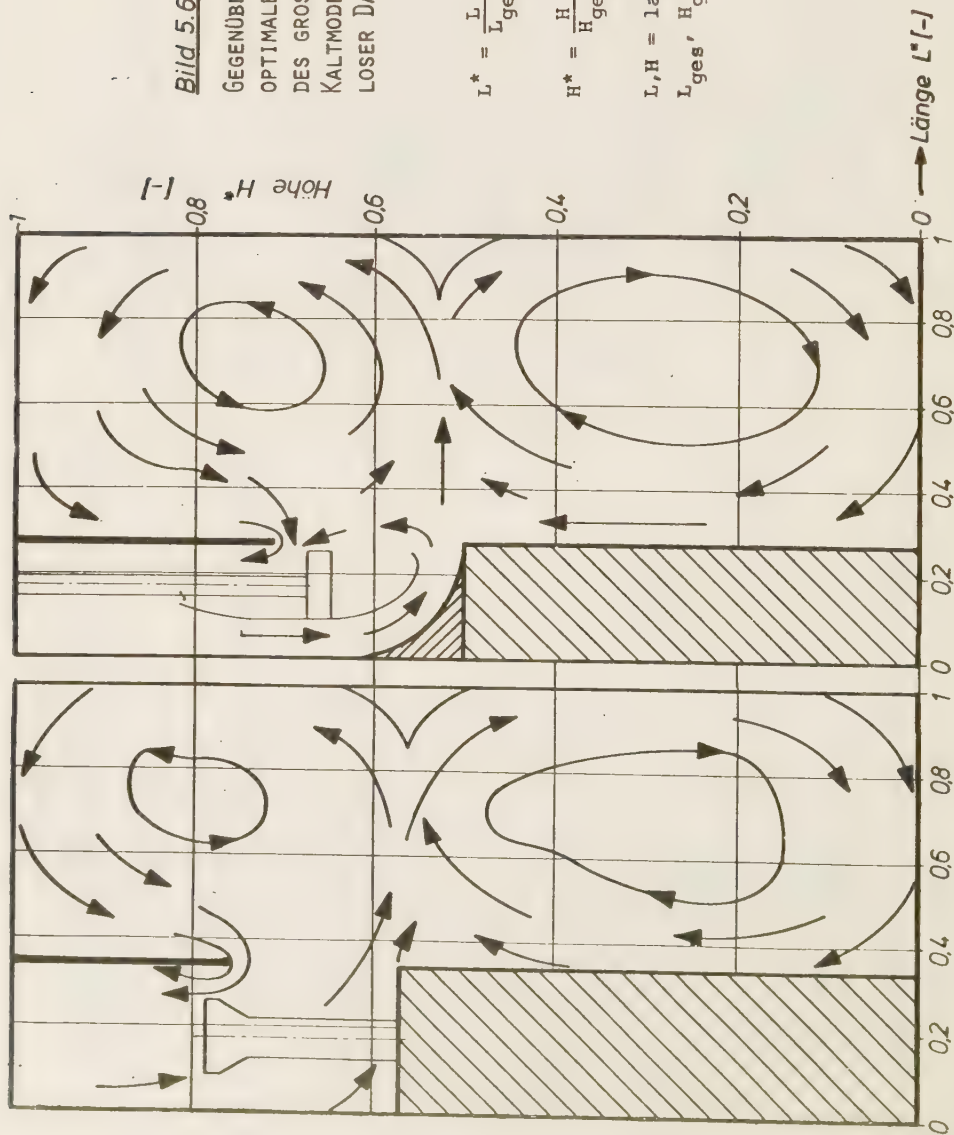
Bild 5.6 :

GEGENÜBERSTELLUNG DER
OPTIMALEN STRÖMUNGSFORMEN
DES GROSSEN UND KLEINEN
KALTMODELLS IN DIMENSIONS-
LOSER DARSTELLUNG

$$L^* = \frac{L}{L_{\text{ges}}}$$

$$H^* = \frac{H}{H_{\text{ges}}}$$

L, H = laufende Länge, Höhe
 $L_{\text{ges}}, H_{\text{ges}}$ = Gesamthöhe bzw.
Gesamtlänge



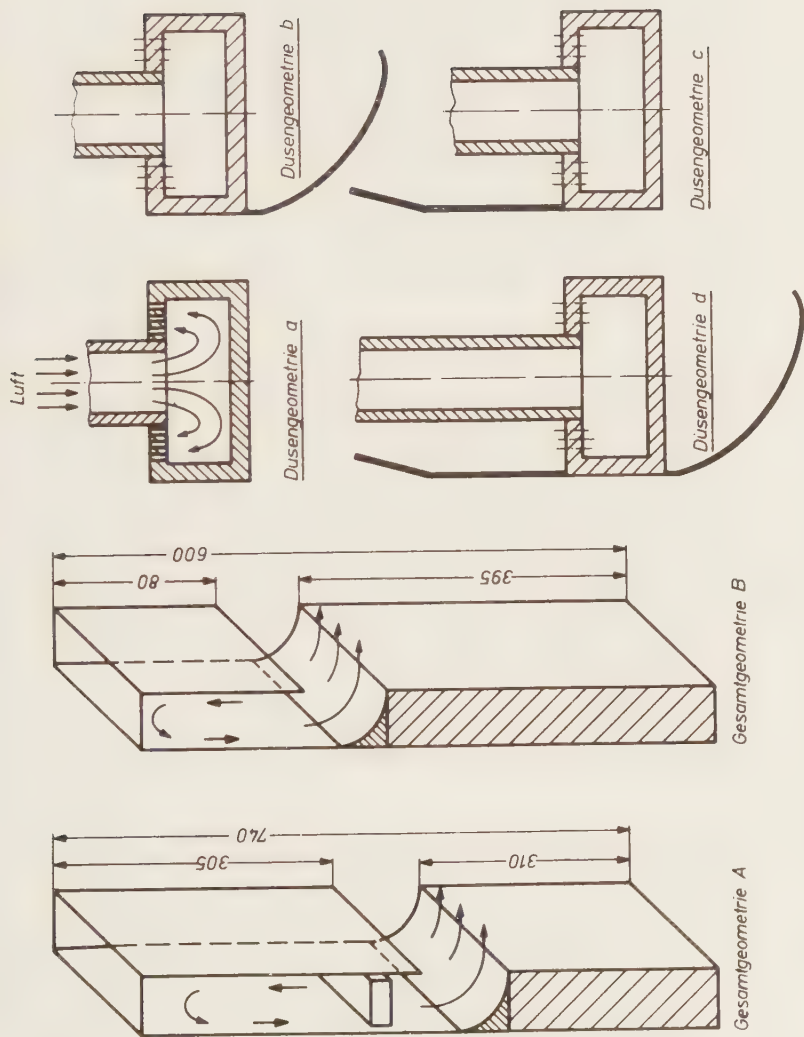
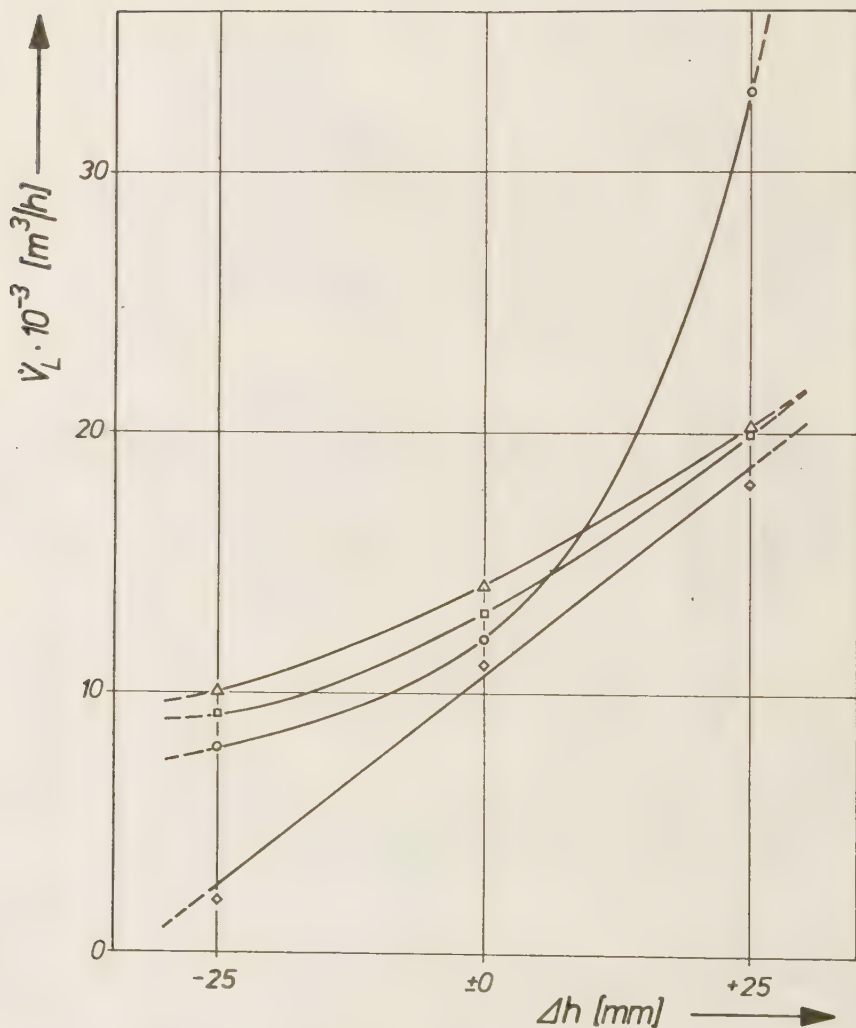


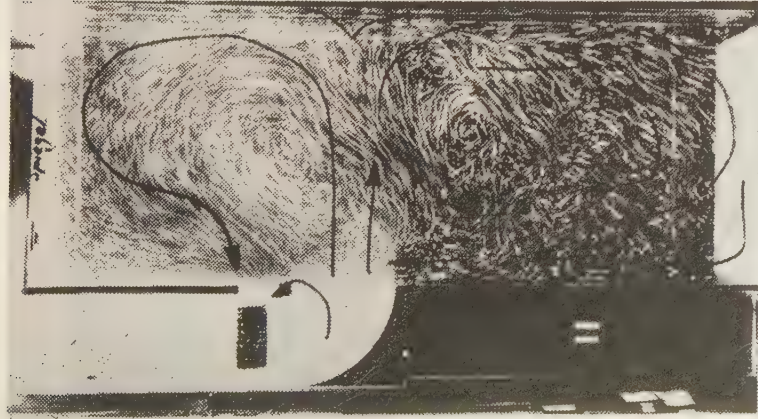
BILD 5,7: GEOMETRIEN AM 'KLEINEN' KALTMODELL (MASSTAB 1:4)



- Versuch 22, Geometrie Ab
- △ " 23 " Ac
- " 24 " Ad
- ◇ " 25 " Bd

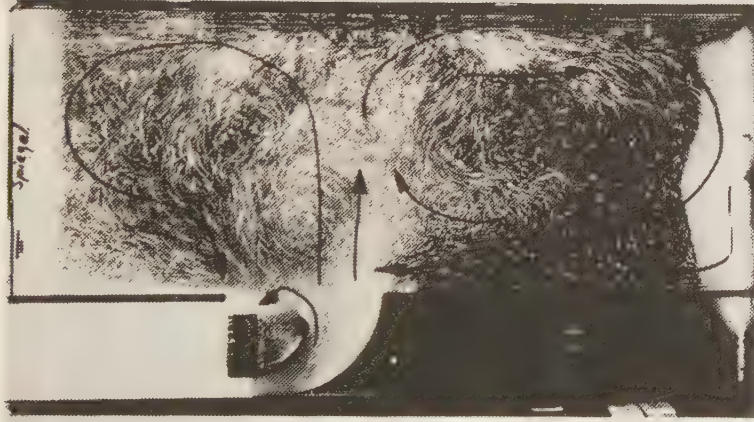
Zur Definition von Δh
vgl. Bild 3.4.

Bild 5.8: LECKRATEN $\dot{V}_L$ AM KLEINEN KALTMODELL ALS FUNKTION DER RELATIVEN EINDÜSUNGSTIEFE Δh BEI KONSTANTEM EINDÜSUNGSVOLUMENSTROM



VERSUCH 21

DÜSENGEOMETRIE Aa, $\Delta h = \pm 0$ MM



VERSUCH 22

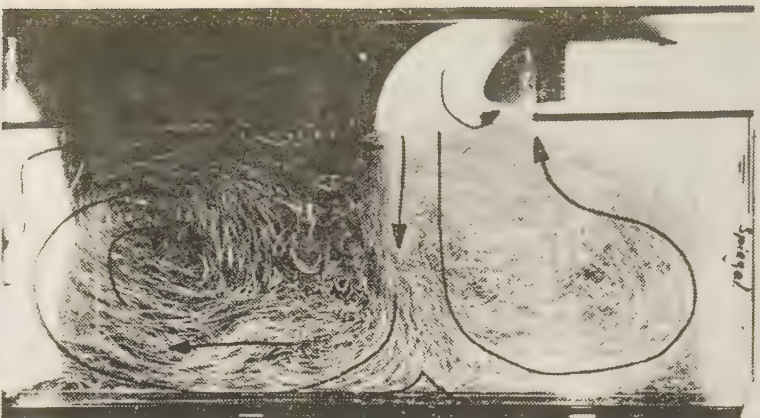
DÜSENGEOMETRIE Ab, $\Delta h = \pm 0$ MM



VERSUCH 23

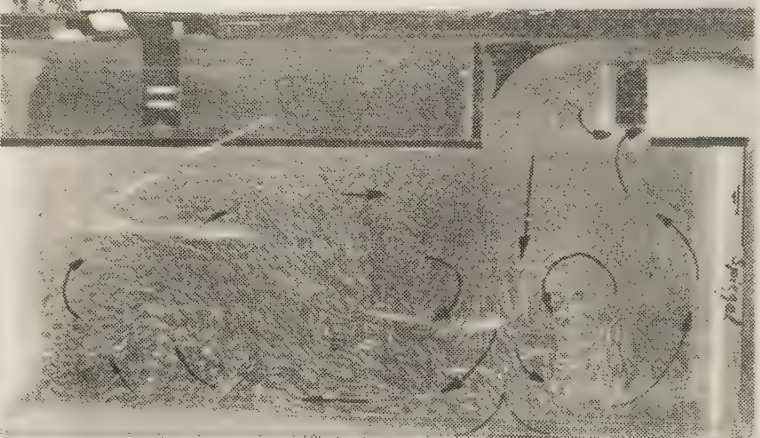
DÜSENGEOMETRIE Ac, $\Delta h = -25$ MM

BILD 5.9: STRÖMUNGSBILDER BEI DEN DÜSENGEOMETRIEN Aa, Ab UND Ac (KALTMODELL M 1:4)



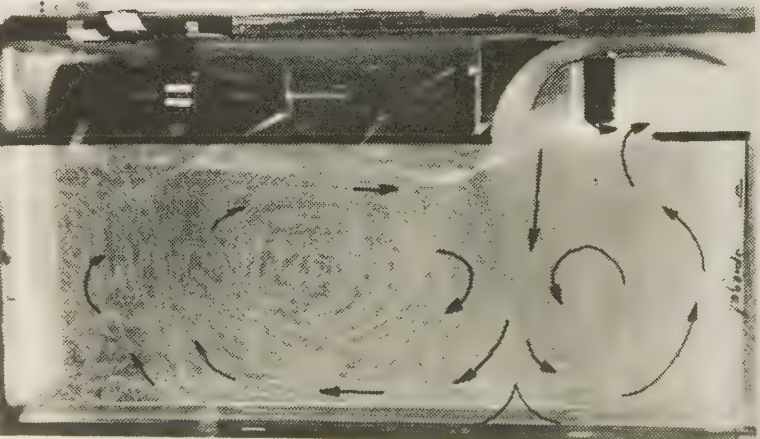
VERSUCH 24

DÜSENGEOMETRIE A_n , $\Delta h = -25$ MM



VERSUCH 25

DÜSENGEOMETRIE B_d , $\Delta h = +0$ MM



VERSUCH 25

DÜSENGEOMETRIE B_d , $\Delta h = +25$ MM

BILD 5.10: STRÖMUNGSBILDER BEI DEN DÜSENGEOMETRIEN A_n UND B_d (KALTMODELL M 1:4)

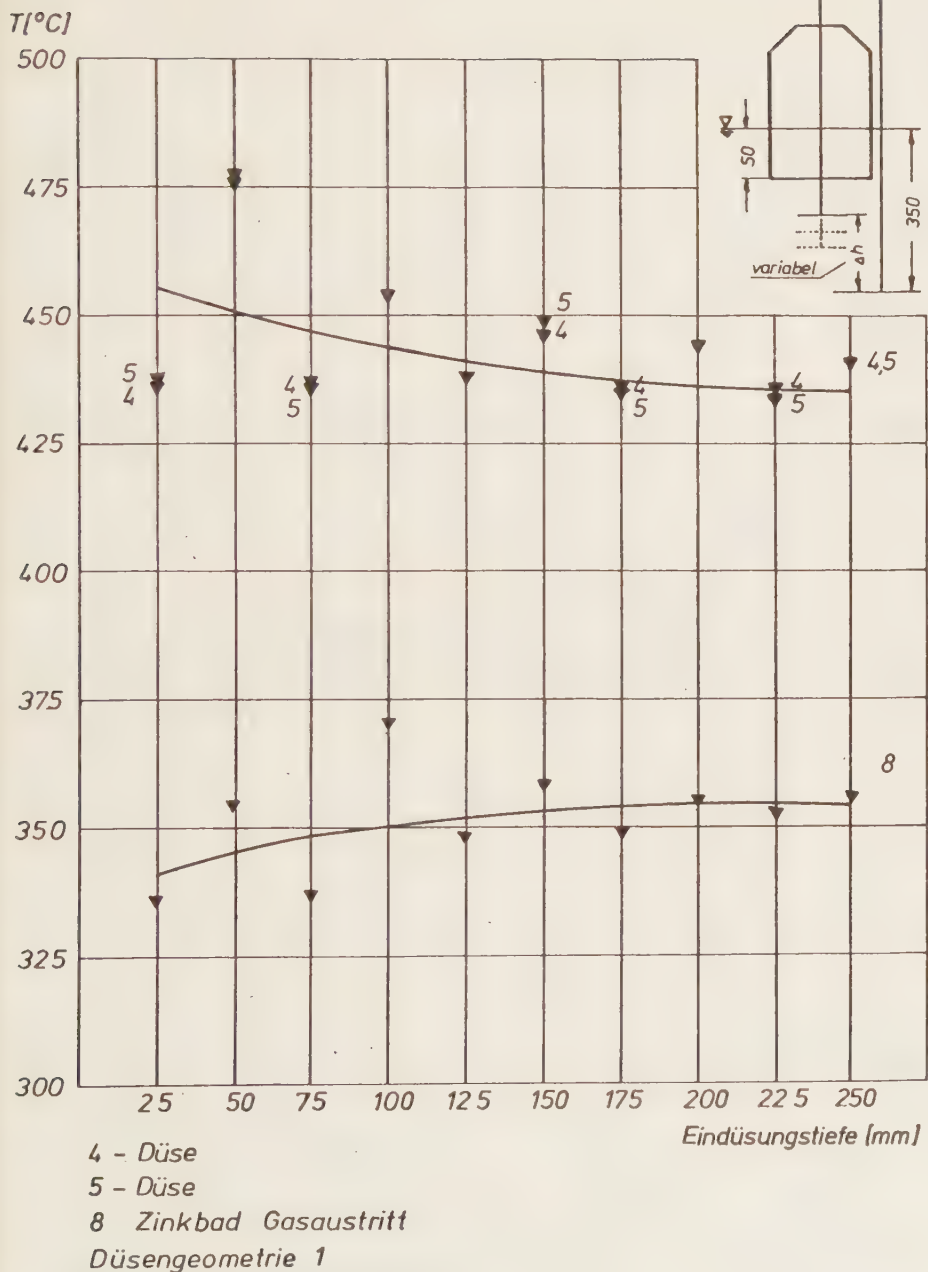
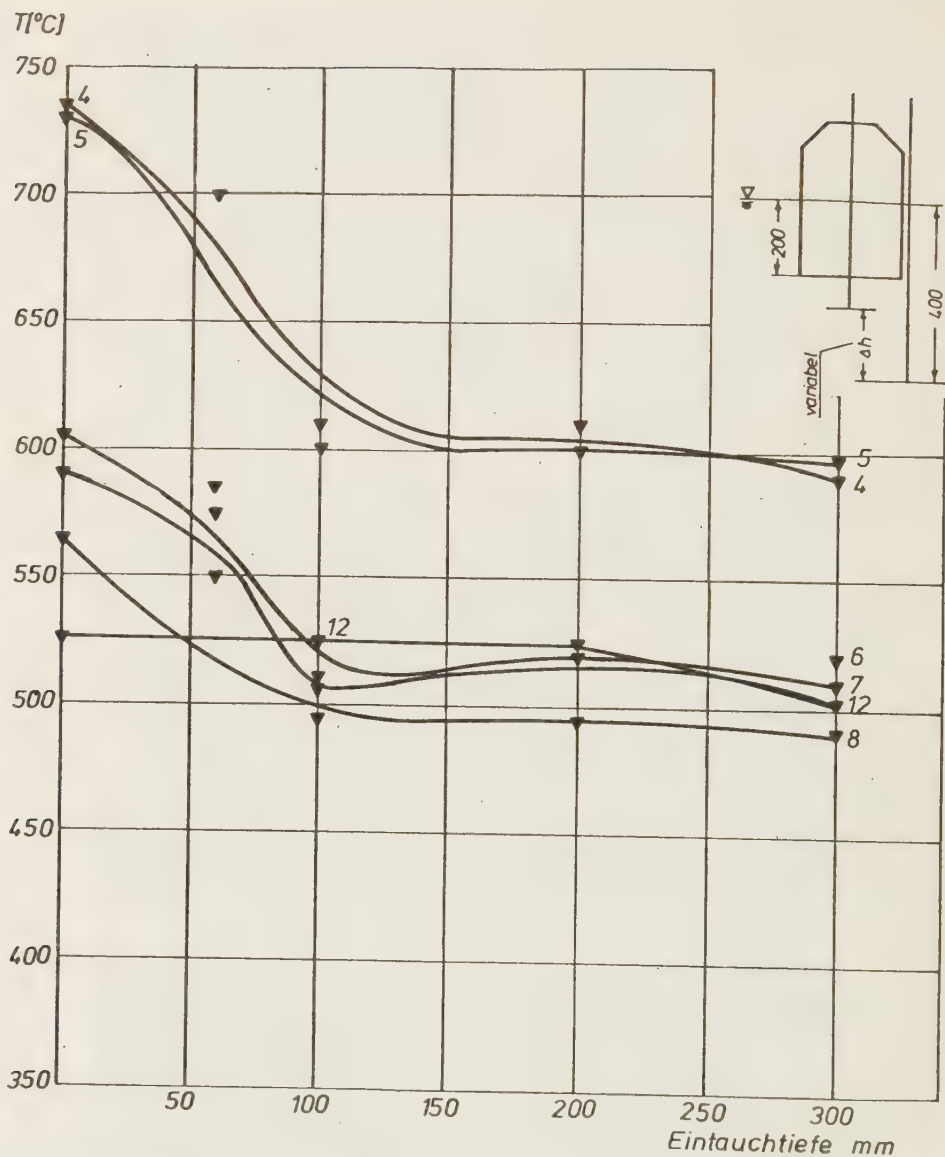


Bild 7.1: Ein- und Austrittstemperaturen als Funktion der Eintauchtiefe bei konst. Durchsatz von $0,347 \cdot 10^{-2} \text{ [kg/s]}$

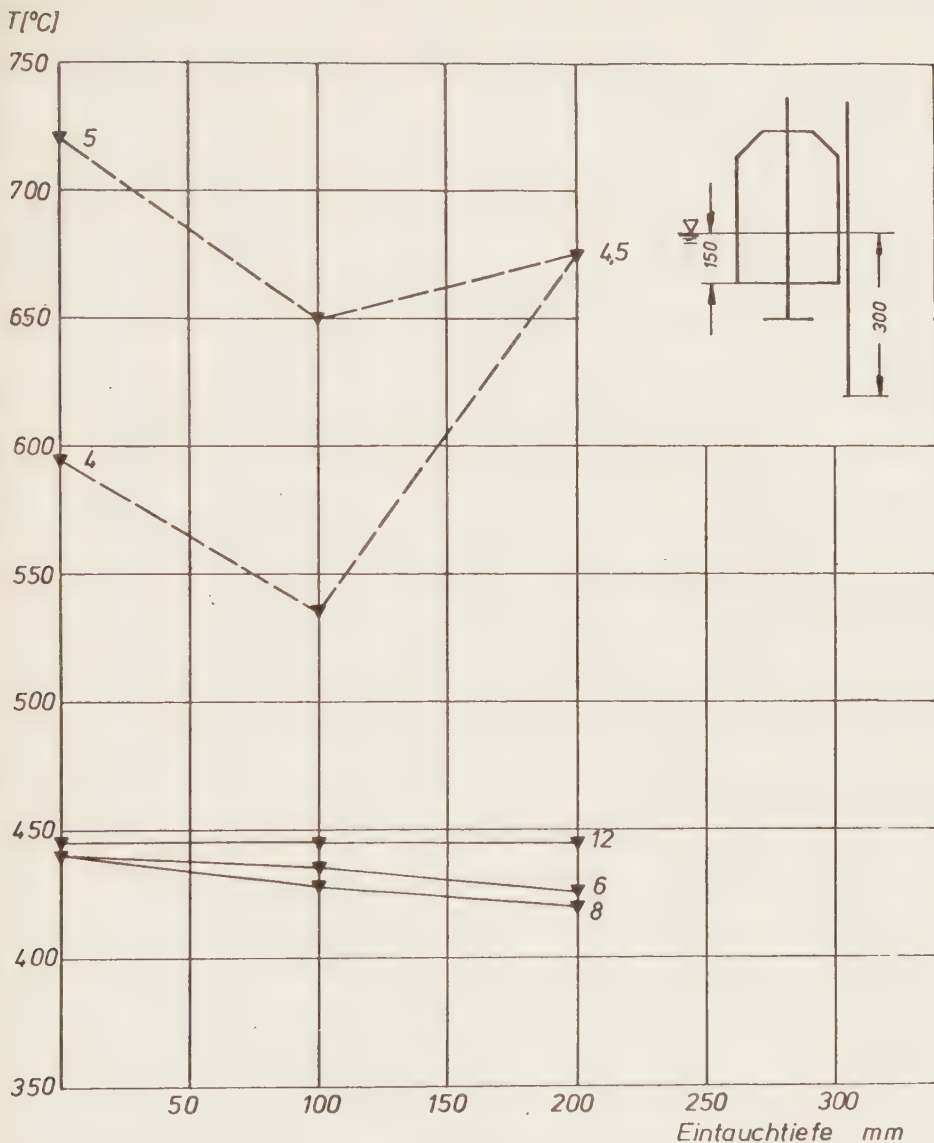


- 4 - Düse
 5 - Düse
 8 - Gasaustritt am Stutzen
 12 - Badtemperatur

Versuche am Heißmodell

Inertgasvolumenstrom $1,042 \cdot 10^{-2} \text{ [kg/s]}$

Bild 7.2: Temperaturdifferenzen als Funktion der Eintauchtiefe
Düsengeometrie 1



- 4 - Düse 6 - Glocke
 5 - Düse 7 - Glocke
 8 Gasaustritt am Stutzen
 12 Badtemperatur

Temperaturdifferenzen als Funktion
 der Eintauchtiefe
 Düsengeometrie 2

Bild 7.3:

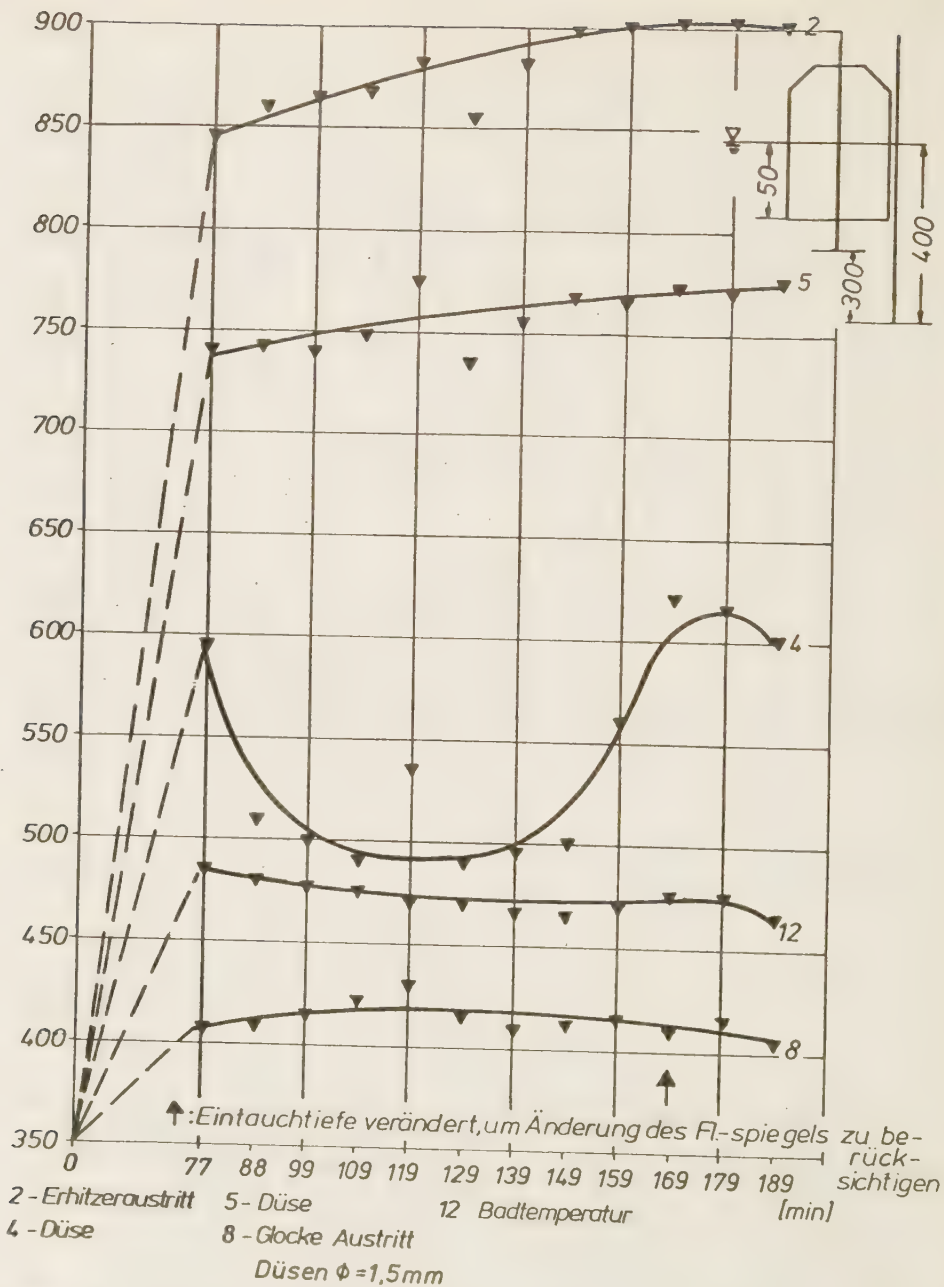
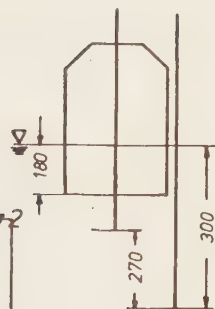
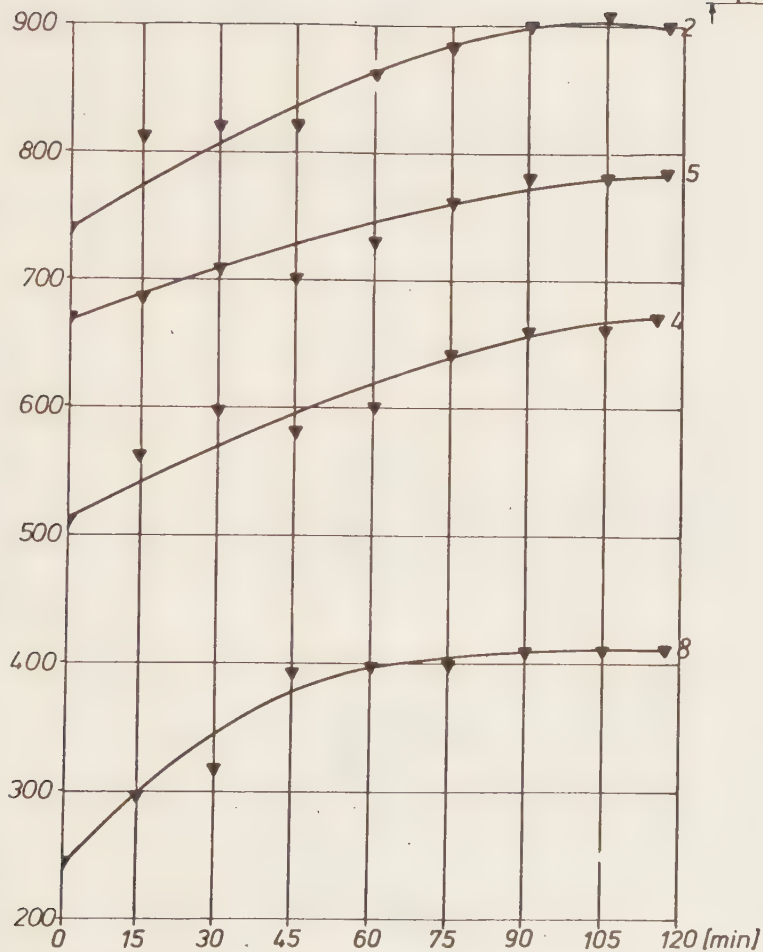


Bild 7.4: Temperaturdifferenzen als Funktion der Zeit bei festgehaltener Eintauchtiefe von Düse, Glocke und Schott

$T[^\circ\text{C}]$



2 - Erhitzer austritt

5 - Düse

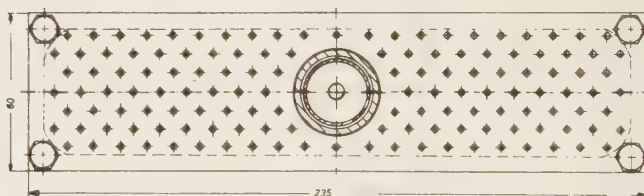
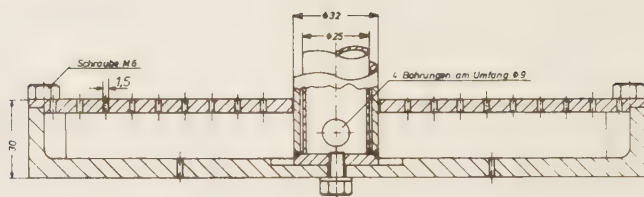
4 - Düse

8 - Glocke Austritt

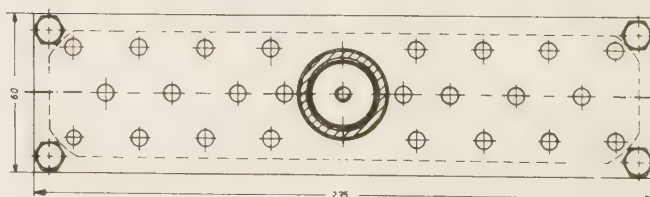
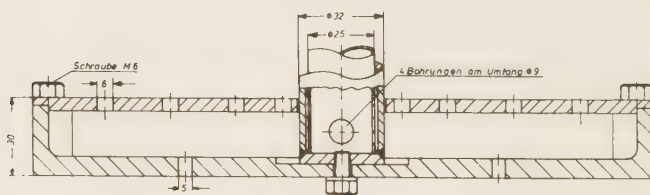
Düsen $\phi = 6,0 \text{ mm}$

Bild 7.5:

Temperaturdifferenzen als Funktion der Zeit bei festgehaltener Eintauchtiefe von Düse, Glocke und Schott



Düsengeometrie 1



Düsengeometrie 2

BILD 7.6: DÜSENGEOMETRIEN AM HEISSMODELL

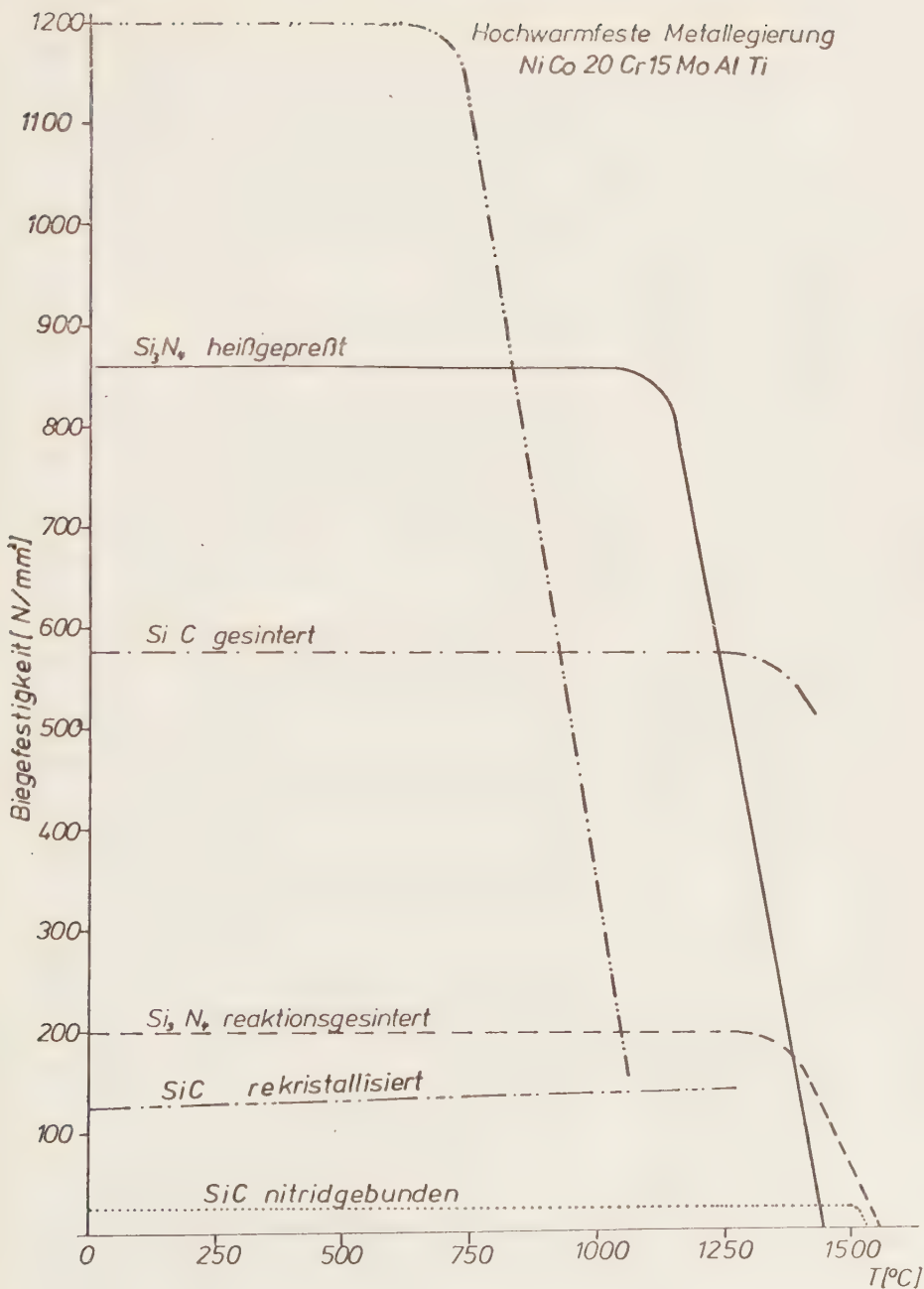


Bild 7.7:

Biegefestigkeit einiger keramischer
Werkstoffe als Funktion der Temperatur

$\dot{M}_M = 0,56 \text{ (kg/s)}$				$\dot{M}_M = 0,70 \text{ (kg/s)}$				$\dot{M}_M = 1,40 \text{ (kg/s)}$				$\dot{M}_M = 2,80 \text{ (kg/s)}$			
$\dot{Q}_{\text{ges}} = 181569,5 \text{ (W)}$ $\dot{Q}_M = 155770,1 \text{ (W)}$				$\dot{Q}_{\text{ges}} = 222069,6 \text{ (W)}$ $\dot{Q}_M = 196270,2 \text{ (W)}$				$\dot{Q}_{\text{ges}} = 418339,9 \text{ (W)}$ $\dot{Q}_M = 392540,5 \text{ (W)}$				$\dot{Q}_{\text{ges}} = 810880,2 \text{ (W)}$ $\dot{Q}_M = 785080,8 \text{ (W)}$			
ϑ_{N1} ($^{\circ}\text{C}$)	$\dot{M}_{N2}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)	ϑ_{N1} ($^{\circ}\text{C}$)	$\dot{M}_{N2}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)	ϑ_{N1} ($^{\circ}\text{C}$)	$\dot{M}_{N2}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)	ϑ_{N1} ($^{\circ}\text{C}$)	$\dot{M}_{N2}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)	ϑ_{N1} ($^{\circ}\text{C}$)	$\dot{M}_{N2}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)	$\dot{M}_{Zn}$ (kg/s)
550,0	14,61	0,1530	550,0	17,87	0,1876	550,0	33,67	0,3535	550,0	65,26	0,6852	550,0	107,78	0,1132	0,6852
600,0	2,41	0,0254	600,0	2,95	0,0310	600,0	5,56	0,0584	600,0	10,78	0,1132	600,0	19,78	0,1132	0,1132
650,0	1,31	0,0137	650,0	1,60	0,0168	650,0	3,01	0,0316	650,0	5,83	0,0612	650,0	5,83	0,0612	0,0612
700,0	0,89	0,0093	700,0	1,09	0,0114	700,0	2,05	0,0215	700,0	3,97	0,0417	700,0	3,97	0,0417	0,0417
750,0	0,67	0,0071	750,0	0,82	0,0086	750,0	1,55	0,0163	750,0	3,00	0,0315	750,0	3,00	0,0315	0,0315
800,0	0,54	0,0057	800,0	0,66	0,0069	800,0	1,24	0,0130	800,0	2,40	0,0253	800,0	2,40	0,0253	0,0253
850,0	0,45	0,0047	850,0	0,55	0,0058	850,0	1,03	0,0109	850,0	2,00	0,0210	850,0	2,00	0,0210	0,0210
900,0	0,38	0,0040	900,0	0,47	0,0049	900,0	0,88	0,0093	900,0	1,71	0,0179	900,0	1,71	0,0179	0,0179
950,0	0,33	0,0035	950,0	0,41	0,0043	950,0	0,77	0,0081	950,0	1,49	0,0156	950,0	1,49	0,0156	0,0156
1000,0	0,29	0,0031	1000,0	0,36	0,0038	1000,0	0,68	0,0071	1000,0	1,31	0,0138	1000,0	1,31	0,0138	0,0138
1050,0	0,26	0,0028	1050,0	0,32	0,0034	1050,0	0,61	0,0064	1050,0	1,18	0,0124	1050,0	1,18	0,0124	0,0124
1100,0	0,24	0,0025	1100,0	0,29	0,0031	1100,0	0,55	0,0058	1100,0	1,06	0,0112	1100,0	1,06	0,0112	0,0112
1150,0	0,22	0,0023	1150,0	0,27	0,0028	1150,0	0,50	0,0052	1150,0	0,97	0,0102	1150,0	0,97	0,0102	0,0102
1200,0	0,20	0,0021	1200,0	0,24	0,0026	1200,0	0,46	0,0048	1200,0	0,89	0,0093	1200,0	0,89	0,0093	0,0093
1250,0	0,18	0,0020	1250,0	0,22	0,0024	1250,0	0,42	0,0044	1250,0	0,82	0,0086	1250,0	0,82	0,0086	0,0086

Konstante Größen:

ϑ_B $\overline{T^{\circ}\text{C}}$ = 540 Badtemperatur
 ϑ_o $\overline{T^{\circ}\text{C}}$ = 60 Oberflächentemperatur der Außenwände
 ϑ_u $\overline{T^{\circ}\text{C}}$ = 20 Umgebungstemperatur
 P_{Zn} $\overline{L\text{ mmHg}}$ = 3,29 Partialdruck des Zinks
 $\vartheta_{N,1}$ = Eindüsungstemperatur des Stickstoffs

Abmessungen:

L $\overline{[m]}$ = 3,00 Wannenlänge
 B $\overline{[m]}$ = 2,00 Wannenbreite
 H $\overline{[m]}$ = 2,80 Wannenhöhe
 A_w $\overline{[m^2]}$ = 28,0 senkrechte Außenfläche der Wannenwände
 A_{str} $\overline{[m^2]}$ = 2,64 Abstrahlfläche des Bades

$\dot{M}_{Zn}$ = Massenstrom, Zinkdampf
 $\dot{M}_M$ = Massenstrom, Verzinkungsgut
 $\dot{M}_{N2}$ = Massenstrom, Stickstoff
 $\dot{Q}_{\text{ges}}$ = Gesamtwärmebedarf
 $\dot{Q}_M$ = Wärmebedarf zur Aufwärmung des Verzinkungsgutes

Tabelle 2.1: Berechnete Zinkdampfverluste und Inertgasbedarf als Funktion der Eindüsungstemperatur bei unterschiedlichen Verzinkungsmengen je Zeiteinheit

GASDURCHSATZ										LECKRATE			UMGEBUNG			GEOMETRIE				
Vers. Nr. (Bild-Nr.)	T_G (K)	P_{st} (N/m ²)	ρ (kg/m ³)	Δp (N/m ²)	$\dot{V}_G$ (m ³ /h)	$\dot{M}_G$ (kg/h)	T_{st} (K)	F_{st} (N/m ²)	$\dot{M}_L$ (kg/h)	$\frac{\dot{M}_L}{\dot{M}_G} \cdot 100$ (%)	T_u (K)	v_d (For.)	q_1 (%)	T _u	T _L	T _G	R _h (m)	E _t (m)	H _f (m)	
1	293,5	22	1,131	70	96,4	109,0	294	7	2,14	1,96	294	715	40	I	1,53	0,72	1,53	0,72	2,25	
2 (5.3)	293,5	50	1,131	150	138,1	156,0	294	5	2,6	1,67	294	715	40	I	1,53	0,72	1,53	0,72	2,25	
3	293	57	1,133	195	170,2	191,0	293	2	0,23	0,12	293	715	30	II	1,80	0,45	1,80	0,45	2,25	
4	293	25	1,133	85	110,5	124,0	293	4	1,78	1,44	293	715	30	II	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
5	293	47	1,133	160	145,3	163,0	293	8	2,1	1,29	293	715	30	II	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
6	291	40	1,136	140	125,7	142,3	-	-	-	-	290	712	34	III	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
7	293	50	1,117	150	140,9	157,4	293	1	1,8	1,14	293	705	30	IV	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
8 (5.2)	293	37	1,117	120	130,1	145,3	291	3	1,5	1,03	291	705	35	IV	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
9	291	24	1,126	80	103,2	116,2	291	2	1,0	0,86	291	706	35	IV	1,60	0,65	1,60	0,65	2,25	
10	290	80	1,140	286	196,1	223,6	-	-	-	-	290	712	45	V	1,65	0,60	1,65	0,60	2,25	
11 (5.4)	290	62	1,140	204	134,3	187,3	-	-	-	-	289	712	47	VI	1,75	0,50	1,75	0,50	2,25	
12	290	15	1,139	60	89,3	101,7	-	-	-	-	289	712	47	VI	1,75	0,50	1,75	0,50	2,25	
13 (5.5)	291	48	1,136	156	145,0	164,7	-	-	-	-	290	712	40	VII	1,65	0,60	1,65	0,60	2,25	
14	291	21	1,135	70	94,0	106,7	-	-	-	-	290	712	40	VII	1,65	0,60	1,65	0,60	2,25	
15	294	48	1,126	155	144,8	163,0	-	-	-	-	294	713	42	VIII	1,65	0,60	1,65	0,60	2,25	
16	294	26	1,126	80	110,0	123,9	-	-	-	-	294	713	42	VIII	1,65	0,60	1,65	0,60	2,25	
17	291	45	1,137	140	137,2	156,0	-	-	-	-	290	713	37	IX	1,55	0,70	1,55	0,70	2,25	
18	291	25	1,137	74	100,8	114,6	-	-	-	-	290	713	37	IX	1,55	0,70	1,55	0,70	2,25	
19	291	56	1,133	180	161,0	182,4	-	-	-	-	290	710	35	X	1,75	0,50	1,75	0,50	2,25	
20	291	20	1,132	55	85,0	96,2	-	-	-	-	290	710	35	X	1,75	0,50	1,75	0,50	2,25	

T_G : Gastemperatur

P_{st} : stat. Druck

ρ : Gasdichte and der Normventuridüse

Δp : Druckdifferenz an der Normventuridüse

$\dot{V}_G$: Volumenstrom des Gases

$\dot{M}_G$: Gasmenge

T_L : Temperatur des Leckgases

$\dot{M}_L$: Massenstrom des Leckgases

T_u : Umgebungstemperatur

P_u : Umgebungsdruck

Indices: G: Gas; L: Leckrate; u: Umgebung

$\frac{\dot{M}_L}{\dot{M}_G} \cdot 100$: relativer Leckageverlust

q_1 : rel. Feuchte der Umgebungsluft

TWG: Trennwandgeometrie

Eh: Eindüsungshöhe (vom Wannenboden aus gemessen)

Et: Eindüsungstiefe (vom freien Badspiegel aus gemessen)

Hf: Füllhöhe der Wanne (Hf = Eh + Ft)

Tabelle 5.1: Zusammenstellung der Versuchsdaten
am Kaltmodell, Maßstab 1:1

Leckrate				Geometrie				Kamera- einstellung	
Vers. Nr. (Bild-Nr)	$\dot{V}_L$ (m ³ /h)	$\dot{M}_L$ (kg/h)	$\dot{M}_L \cdot 100$ $\overline{M}_G$ (%)	TWG (-)	DF (-)	Δh (mm)	Et (mm)	BZ (s)	Blende (-)
21 (5,9, links)	nicht gemessen, hier erfolgte der Nachweis gleicher Strömungsbil- dung über der Wannentiefe			A	a	O O O	175 175 175	1 1 1	5,6 5,6 5,6
22 (5,9, Mitte)	0,008 0,012 0,033	0,009 0,014 0,037	0,03 0,05 0,13	A	b	-25 +0 +25	150 175 200	1 1 1	4,8 4,8 4,8
23 (5,9, rechts)	0,010 0,014 0,020	0,011 0,015 0,023	0,04 0,05 0,09	A	c	-25 +0 +25	150 175 200	2 2 2	3,6 3,6 3,6
24 (5,10, links)	0,009 0,013 0,020	0,010 0,015 0,023	0,03 0,05 0,08	A	d	-25 +0 +25	150 175 200	2 2 2	3,6 3,6 3,6
25 (5,10, Mitte, rechts)	0,002 0,011 0,018	0,002 0,012 0,020	0,007 0,04 0,07	B	d	-25 +0 +25	65 90 115	2,5 2,5 2,5	2,8 2,8 2,8

Tabelle 5.2: Zusammenstellung der Versuchdaten am Kaltmodell,

Maßstab 1:4

Konstante Größen:

Gasdurchsatz:

$T_D = 307$ (K) Temperatur am Durchflußmesser

$P_D = 7700$ (N/m²) Druck vor Durchflußmesser

$P_u = 95$ (kN/m²) Umgebungsdruck

(≈ 712 Torr)

$\rho_G = 1,16$ (kg/m³) Gasdichte des Eindüsungsvolumens

$\dot{V}_G = 24$ (m³/h) Volumenstrom des Gasstromes

$\dot{M}_G = 27,8$ (kg/h) Massenstrom des Gases

$\rho_L = 1,12$ (kg/m³) Gasdichte der Leckrate

Füllstand der Wanne:

$H_F = 0,61$ (m)

Legende:

$\dot{V}_L$ Volumenstrom der Leckrate

$\dot{M}_L$ Massenstrom der Leckrate

$\dot{M}_L \cdot 100$ Leckratenanteil am Gesamtmassenstrom

$\bar{M}_G$

Trennwandgeometrie

DF Düsenform

Δh Höhendifferenz zwischen Oberkante der

Eindüsungplatte und Unterkante des

Wehns (=relative Eindüsungstiefe) (vgl. Bild 3.4)

Et Eindüsungstiefe

BZ Belichtungszeit

Lebenslauf

14.11.1946	geboren in Northeim/Han.
Eltern	Karl Kreikenbaum, technischer Bundesbahnbeamter, Alwine Kreikenbaum; geb. Köstermann
1953 - 1957	Besuch der Volksschule in Northeim/Han.
1957 - 1967	Besuch des Gymnasiums in Northeim/Han.
13.06.1967	Reifeprüfung
01.07.1967-30.09.1968	Wehrdienstzeit mit Abschluß als Fahnenjunker d.R. einer technischen Einheit
14.10.1968	Immatrikulation an der Technischen Universität Clausthal für das Studium des Maschinenbaus
28.04.1971	Vordiplomprüfung danach Studienrichtung Verfahrenstechnik; Wärme- und Brennstofftechnik
10.09.1973	Abschluß des Studiums mit der Diplom-Hauptprüfung an der Technischen Universität Clausthal, danach wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Apparatebau und Anlagentechnik der Technischen Universität Clausthal
ab 01.01.1975	Wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl für Apparate- und Anlagenbau der Universität Erlangen-Nürnberg

Harry Bungsche
offsetdruck
8521 BUBENREUTH

Harry Bungsche
offsetdruck
8521 BUBENREUTH